F 923

ACADEMIA REPUBLICII POPULARE ROMÎNE
INSTITUTUL DE ENERGETICĂ

Institutul de ... Bucureşti
OBMEN - CSERE
VYMENA - WYMIANA
TAUSCH - СМЕНА
R

STUDII ŞI CERCETĂRI DE

ENERGETICĂ

1
ANUL IX
1959

EDITURA ACADEMIEI REPUBLICII POPULARE ROMÎNE

F 923

ACADEMIA REPUBLICII POPULARE ROMÎNE
INSTITUTUL DE ENERGETICĂ

STUDII ŞI CERCETĂRI DE ENERGETICĂ

1

ANUL IX

1959

EDITURA ACADEMIEI REPUBLICII POPULARE ROMÎNE

COMITETUL DE REDACȚIE:

R. RĂDULEȚ, membru corespondent al Academiei R.P.R. — *redactor responsabil*; ACADEMICIAN C. BUDEANU; M. BERCOVICI, membru corespondent al Academiei R.P.R.; M. MARINESCU, membru corespondent al Academiei R.P.R.; C. DINCULESCU, membru corespondent al Academiei R.P.R.; A. AVRAMESCU, membru corespondent al Academiei R.P.R.; C. APETREI; G. BĂRĂNESCU; I. BLUM; T. IONESCU; E. ARIE.

STUDII ȘI CERCETĂRI DE ENERGETICĂ
APARE DE PATRU ORI PE AN
Redacția: Șos. Vitan nr. 236. BUCUREȘTI

ACADEMIA REPUBLICII POPULARE ROMÎNE
INSTITUTUL DE ENERGETICĂ

STUDII ŞI CERCETĂRI DE ENERGETICĂ

Tomul IX, nr. 1 1959

SUMAR

TERMOENERGETICĂ ŞI TERMOTEHNICĂ

Pag.

I. CARABOGDAN, Măcinabilitatea cărbunilor din R.P.R. II. Metoda morii ventilator 7

D. BUIMOVICI şi F. WESTFRIED, Determinarea variaţiei factorilor de formă ai unui focar cu grătar prin metoda modelării optice. I. Mediu diaterman 21

N. ANTONESCU, Calculul soluţiei optime de amplasare a suprafeţelor auxiliare la cazane de abur 35

C. A. VASILESCU şi V. PIMSNER, Posibilitatea măririi raportului de comprimare la compresorul cu jet de gaz metan 53

V. PIMSNER şi C. A. VASILESCU, Caracteristicile turboreactorului cu prelevare de aer 67

ELECTROENERGETICĂ ŞI ELECTROTEHNICĂ

GLEB DRĂGAN, Contribuţii la determinarea supratensiunii în cazul căderii trăznetului pe o linie aeriană de înaltă tensiune prevăzută cu conductoare de protecţie, ţinînd seama de efectul corona de impuls 77

C. I. MOCANU, Contribuţii la studiul transferului puterii electrice între reţelele interconectate 85

AL. FRANSUA, În legătură cu echivalarea rotorului în colivie de veveriţă al motorului asincron printr-o înfăşurare polifazată normală 105

V. M. POPOV, Criterii de stabilitate pentru sistemele neliniare de reglare automată bazate pe utilizarea transformatei Laplace 119

A. MORARU, Reglarea automată a frecvenţei unui generator sinusoidal . . 137

NOTE

G. SINGER, Metode pentru determinarea viscozităţii zgurilor 157

RECENZII 171

EDITURA ACADEMIEI REPUBLICII POPULARE ROMÎNE

ACADÉMIE DE LA RÉPUBLIQUE POPULAIRE ROUMAINE
INSTITUT D'ÉNERGÉTIQUE

ÉTUDES ET RECHERCHES D'ÉNERGÉTIQUE

Tome IX, n° 1 1959

SOMMAIRE

THERMOÉNERGÉTIQUE ET THERMOTECHNIQUE

Page

I. CARABOGDAN, Aptitude au broyage des charbons roumains. II. Méthode du moulin ventilateur 7

D. BUIMOVICI et F. WESTFRIED, Détermination de la variation des facteurs de forme d'un foyer à grille par la méthode de l'analogie optique. I. Milieu diathermane 21

N. ANTONESCU, Calcul de la solution pour l'emplacement optimum des surfaces auxiliaires des chaudières à vapeur 35

C. A. VASILESCU et V. PIMSNER, Compresseur à jet à deux étages . . . 53

V. PIMSNER et C. A. VASILESCU, Caractéristiques du turboréacteur à prélèvement d'air 67

ÉLECTROÉNERGÉTIQUE ET ÉLECTROTECHNIQUE

GLEB DRĂGAN, Contribution à la détermination de la surtension dans le cas où la foudre est tombée sur une ligne aérienne de haute tension munie de conducteurs de protection, compte tenu de l'effet corona d'impulsion 77

C. I. MOCANU, Contribution à l'étude du transfert de puissance électrique entre des réseaux interconnectés 85

AL. FRANSUA, Contribution à la théorie de la machine asynchrone à rotor en cage d'écureuil 105

V. M. POPOV, Critériums de stabilité des systèmes non linéaires de réglage automatique, basés sur l'emploi de la transformée de Laplace 119

A. MORARU, Réglage automatique de la fréquence d'un générateur sinusoïdal 137

NOTES

G. SINGER, Méthodes pour déterminer la viscosité des scories 157

COMPTES RENDUS 171

ÉDITIONS DE L'ACADÉMIE DE LA RÉPUBLIQUE POPULAIRE ROUMAINE

АКАДЕМИЯ РУМЫНСКОЙ НАРОДНОЙ РЕСПУБЛИКИ
ИНСТИТУТ ЭНЕРГЕТИКИ

ТРУДЫ И ИССЛЕДОВАНИЯ ПО ЭНЕРГЕТИКЕ

Том IX, № 1 1959

СОДЕРЖАНИЕ

ТЕРМОЭНЕРГЕТИКА И ТЕРМОТЕХНИКА

Стр.

И. КАРАБОГДАН, Размолоспособность углей РНР. II. Метод мелющего вентилятора 7

Д. БУЙМОВИЧ и Ф. ВЕСТФРИД, Определение изменения коэффициента формы топки с колосниковой решеткой методом оптического моделирования. I. Диатермическая среда 21

Н. АНТОНЕСКУ, Расчет оптимального решения размещения вспомогательных поверхностей паровых котлов 35

К. А. ВАСИЛЕСКУ и В. ПИМЗНЕР, Двухступенчатый газоструйный компрессор 53

В. ПИМЗНЕР и К. А. ВАСИЛЕСКУ, Характеристики турбореактивных двигателей с отбором воздуха 67

ЭЛЕКТРОЭНЕРГЕТИКА И ЭЛЕКТРОТЕХНИКА

Г. ДРЭГАН, К вопросу об определении перенапряжения при падении молнии на воздушную линию высокого напряжения с учетом импульсной короны 77

К. И. МОКАНУ, К вопросу о переносе электрической мощности в объединенных сетях 85

А. ФРАНСУА, К теории асинхронного двигателя с ротором в беличьей клетке 105

В. М. ПОПОВ, Критерии устойчивости для нелинейных систем автоматического регулирования, основанные на применении преобразования Лапласа 119

А. МОРАРУ, Автоматическая регулировка частоты синусоидального генератора 137

ЗАМЕТКИ

Г. ЗИНГЕР., Методы определения вязкости шлаков 157

РЕЦЕНЗИИ 171

ИЗДАТЕЛЬСТВО АКАДЕМИИ РУМЫНСКОЙ НАРОДНОЙ РЕСПУБЛИКИ

MĂCINABILITATEA CĂRBUNILOR DIN R.P.R.

II. METODA MORII VENTILATOR*)

DE

I. CARABOGDAN

Folosirea pe o scară largă în R.P.R. a instalaţiilor de ardere cu cărbune pulverizat ridică probleme legate atît de alegerea şi proiectarea instalaţiilor adecvate pregătirii anumitor sorturi de cărbuni, cît şi probleme legate de controlul permanent asupra funcţionării acestor instalaţii. Toate acestea impun cunoaşterea caracteristicilor mecanice, de rezistenţă la măcinare, a cărbunilor romîneşti.

Metodele de laborator pentru determinarea măcinabilităţii cărbunilor se pot împărţi în trei grupe, după principiul care stă la baza fiecărei grupe. Astfel metodele V.T.I. şi Hardgrove se bazează pe compararea granulaţiei cărbunelui analizat şi a celui etalon, obţinută după un anumit timp de măcinare, metoda U. S. Bureau of Mines se bazează pe compararea lucrului mecanic necesar pentru obţinerea unei aceleaşi cantităţi de material măcinat pentru cărbunele analizat şi cel etalon şi, în sfîrşit, metodele T.K.T.I. şi A.S.T.M. se bazează pe compararea productivităţii instalaţiilor respective pentru cărbunele analizat şi cel etalon.

În nota I a prezentului studiu au fost comunicate primele rezultate obţinute în problema determinării măcinabilităţii ligniţilor romîneşti după metoda V.T.I.

În prezenta notă se comunică principiile unei noi metode, metoda morii ventilator, de stabilire a măcinabilităţii elaborată de Institutul de energetică, precum şi rezultatele obţinute. În continuare, se face o comparare a rezistenţei la măcinare determinată cu metoda V.T.I. şi metoda morii ventilator.

Principiul acestei noi metode constă în apropierea de condiţiile reale dintr-o moară ventilator. Astfel, viteza periferică a rotorului este egală cu cea din instalaţiile industriale, moara este ventilată, cărbunele introdus în moară este în prealabil adus aproximativ la aceeaşi umiditate ca a

* Lucrare prezentată Institutului de energetică la data de 14 octombrie 1958.

prafului rezultat în instalațiile industriale iar prin introducerea aceleiași probe (după îndepărtarea fracției ce trece prin sita de 4 900 ochiuri pe cm²) de două-trei ori în circuitul morii se ține seama și de coeficientul de circulație al cărbunelui.

Se înlătură astfel neajunsul principal al metodelor amintite mai sus și anume faptul că nici una dintre acestea nu se apropie de modelul fizic al măcinării.

Pentru noua metodă coeficientul de măcinabilitate este dat de relația

$$m_v = \frac{1}{\ln \frac{100}{R_{x\,et}}} \cdot \frac{x^{n}_{et}}{x^n} \ln \frac{100}{R_x} \cdot \tag{1}$$

Această relație se obține astfel: printr-o moară ventilată, compoziția granulometrică a cărbunelui măcinat funcție de timp este dată de relația

$$R_x = 100\, e^{-k_0 m'_v N_1 x^n t} \ \%, \tag{2}$$

în care

R_x = restul pe sita cu dimensiunea caracteristică a ochiurilor x,
k_0 = coeficientul de proporționalitate,
m'_v = coeficientul de măcinabilitate,
N_1 = puterea necesară măcinării unității de greutate (1 kg) din cărbunele considerat,
n = exponentul din relația Rosin-Rammler-Sperling a repartiției granulației unui produs măcinat.

Logaritmînd relația (2) se obține

$$\ln \frac{R_x}{100} = - b\, m'_v\, x^n, \tag{3}$$

unde

$$b = k_0 N_1 t.$$

Scriind aceeași relație pentru cărbunele luat ca etalon, se obține

$$\ln \frac{R_{x\,et}}{100} = - b\, m'_{v\,et} x^{n_{et}}. \tag{4}$$

Făcînd raportul $\frac{m'_v}{m'_{v\,et}}$ se obține relația de calcul (1) a coeficientului de măcinabilitate (m_v) al cărbunelui dat.

Instalația realizată la Institutul de energetică se compune din (fig. 1).

O pîlnie de alimentare *1* cu o capacitate de 2 dm³, un alimentator de tip melc *18*, acționat de un motor electric *2*, prin intermediul unui reductor *3* și a unui variator de turație cu fricțiune *4*. Cu ajutorul șurubului *5* se poate varia turația alimentatorului, deci debitul de cărbune. Astfel pentru cărbune cu granulație de 2—3 mm debitul minim al alimentatorului este de 100 g/min, cel maxim de 1 500 g/min. Moara ventilator *8*

este acționată de un motor electric *10* cu o putere de 0,6 kW și o turație de 2 960 rot/min prin intermediul unui multiplicator de turație *9*, astfel încît rotorul morii are o turație de 5 920 rot/min. Acesta are diametrul de 228 mm, deci o viteză periferică de 71,6 m/s.

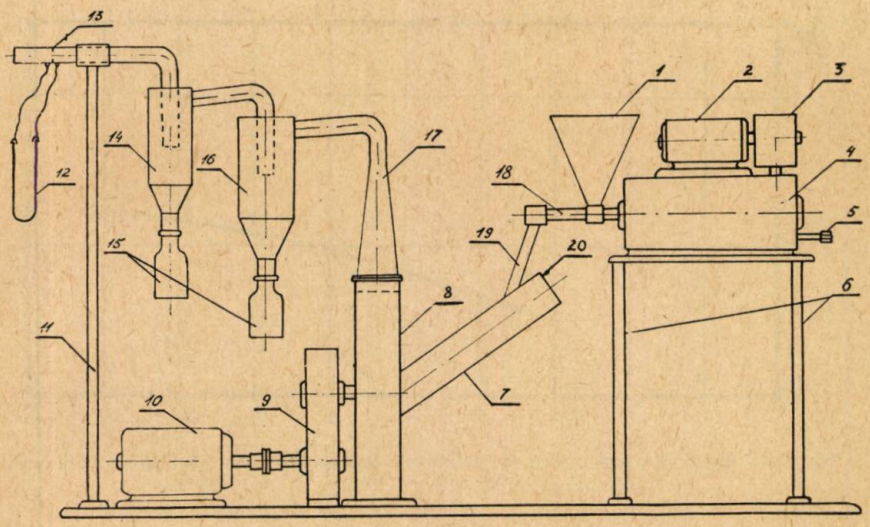


Fig. 1. — Schema instalației experimentale.

1. bruncher de alimentare; *2*, motor electric; *3* reductor ; *4*, variator de turație cu discuri; *5*, șurub pentru varierea turației; *6*, suport metalic; *7*, conductă de aspirație; *8*, masă ventilator; *9*, multiplicator de turație; *10*, motor electric; *11* suport; *12*, aparat de măsură; *13*, diafragmă; *14*, ciclon ∅ 118; *15*, pahar pentru praf; *16*, ciclon ∅ 180; *17*, conductă de legătură; *18*, alimentator melc; *19*, conductă de alimentare; *20*, rozetă pentru reglarea cantității de aer aspirat.

Raportul dintre lungimea paletei și diametrul rotorului este de 0,167 iar lățimea paletelor de 6,5 mm. Cărbunele este introdus în moară de alimentator printr-o conductă *7*, prevăzută cu o rozetă *20*, care permite varierea cantității de aer aspirată de moară. Diafragma *13* și tubul U *12* dau posibilitatea să se observe ca în tot timpul experienței debitul de aer care trece prin moară să fie constant. Instalația este prevăzută cu un dispozitiv format din două cicloane *14* și *16* de diametre diferite și două pahare de captare *15*, care permit desprăfuirea curentului de aer refulat de moară. Primul ciclon are diametrul de 180 mm, iar cel de al doilea de 118 mm. Conductele de legătură între cicloane au o înclinație de 5°, pentru a nu permite prafului de cărbune să se depună în acesta.

Pentru definitivarea metodicii de experimentare, au fost efectuate două grupe de experiențe preliminare.

Prima grupă de experiențe a avut drept scop stabilirea numărului optim de palete ale rotorului. Astfel au fost încercate trei rotoare cu 6, 12 și 18 palete.

Pentru a se elimina influența celorlalți factori asupra măcinabilității, experiențele au fost efectuate cu probe din același sort de cărbune și cu aceeași umiditate. După cum reiese din figura 2, finețea cărbunelui măcinat este cu atît mai mare cu cît rotorul are mai multe palete. Mărirea

numărului de palete însă atrage după sine înrăutățirea caracteristicii morii luată ca ventilator și bineînțeles mărirea în greutate a rotorului. Avînd în vedere cele arătate mai sus și faptul că finețea prafului obținut în urma măcinării tinde către o valoare limitată la mărirea numărului de palete,

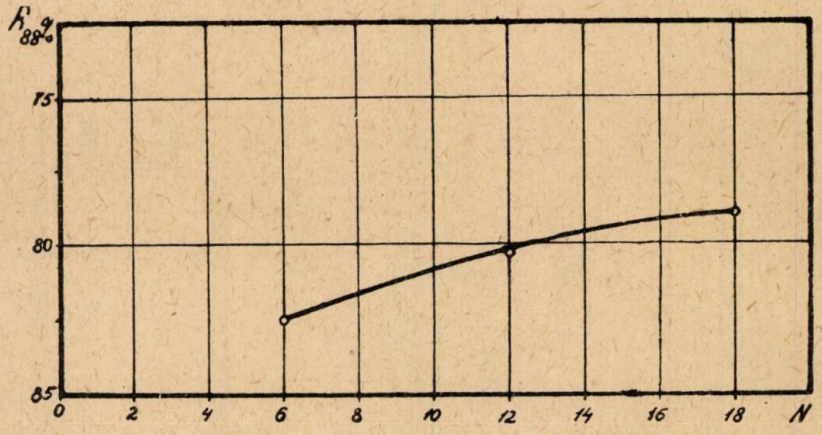


Fig. 2. — Influența numărului de palete ale motorului asupra finețiide măcinare a lignitului de Filipeștii de Pădure $U = 12{,}23\%$.

s-a fixat ca optim rotorul cu 18 palete, care satisface în cazul nostru și condițiile de ventilare.

Scopul celei de a doua grupe de experiențe a fost determinarea încărcării optime a morii (debitul alimentatorului), prin încărcare optimă a morii înțelegîndu-se încărcarea prin care se obține restul cel mai mic pe sita cu 4 900 ochiuri pe cm^2. Astfel, s-a stabilit că încărcarea optimă a morii este de 250 g/min cărbune cu granulația inițială de 2—3 mm. Pentru aceasta gura de aspirație trebuie să fie obturată 25%; totodată, s-a stabilit că o porție de 300 g de cărbune cu granulația de 2—3 mm este suficientă pentru efectuarea experiențelor; mărirea acestei porții de la 300 la 500 g nu are nici o influență asupra rezultatelor obținute. După stabilirea acestor date s-a trecut la experiențele de determinare a coeficientului de măcinabilitate. Pentru aceasta, proba de cărbune era concasată și sortată la granulația de 2—3 mm.

După aceasta, a fost întinsă pe tăvi și lăsată pînă cînd umiditatea cărbunelui intra în echilibru cu umiditatea atmosferică. Din cărbunele astfel pregătit se lua o cantitate de 300 g care era introdusă în instalația experimentală. Cărbunele trecut o dată prin moară, era sitat cu mașina de sitat. Setul era compus din următoarele site : 0,060, 0,088, 0,200, 0,250 și 0,500 mm.

Împărțirea probei în două părți a 150 g nu a dat o precizie mai mare decît sitarea într-o singură porție de 300 g. Durata sitării unei porții era de 20 de minute. După sitare, fracția 0—0,088 mm era îndepărtată iar restul introdus din nou în moară și după aceea sitat din nou. Proba

de cărbune era trecută astfel de trei ori prin moară; aceasta pentru a ne apropia cît mai mult de condițiile reale de măcinare, unde coeficientul de circulație al cărbunelui este aproximativ egal cu 3.

În figura 3, sînt prezentate curbele granulometrice a 12 sorturi de cărbuni romînești. Pe ordonată sînt trecute resturile pe sitele respective într-o scară dublu logaritmică iar pe abscisă sînt trecute valorile caracteristice ale ochiurilor sitelor într-o scară logaritmică. După cum se poate constata, valoarea exponentului n, care este, după cum am arătat, factorul determinant al compoziției granulometrice, variază între 0,84 și 1,1; trebuie remarcat faptul că el se menține constant sau aproape constant pentru o anumită categorie de cărbuni.

Astfel, pentru ligniți, el se situează între 0,84 și 0,90 iar pentru cărbunii din Valea Jiului între 0,935 și 1,1. Valoarea medie a coeficientului n este de 0,97. Păstrînd ca etalon cărbunele ales în [1], adică $R_{88} = 80\%$ iar $n_{et} = 1$, și înlocuind exponentul n, cu valoarea medie a acestuia, în relația (1) se poate scrie

$$m_v = 11{,}8 \log \frac{100}{R_{88}}. \qquad (5)$$

Cu ajutorul acestei formule au fost calculați coeficienții de măcinabilitate ai cărbunilor cercetați, obținîndu-se valorile din tabela 1.

Tabela 1

Cărbune	U %	C %	R_{88} %	m_v
Schitu Goleşti deshidratat	15,73	12,40	88	0,66
Schitu Goleşti	11,16	31,34	84	0,90
Căpeni	13,43	28,71	81,5	1,05
Rovinari	20,59	34,27	86,5	0,74
Rovinari	17,70	36,40	84	0,90
Rovinari	9,02	40,30	78	1,28
Filipeştii de Pădure	12,23	49,74	77,8	1,29
Chiejd	19,60	39,85	81,5	1,05
Chiejd	16,20	41,38	79	1,19
Chiejd	10,38	43,33	74,7	1,47
Sărmăşag	15,24	27,80	80,4	1,11
Sărmăşag	11,75	30,15	77,5	1,30
Sărmăşag	7,59	32,13	74	1,54
Lonea	4,08	34,00	68,5	1,93
Uricani	2,06	42,80	67,7	2,00
Lupeni	1,69	32,70	67	2,03
Aninoasa	3,22	27,42	66,7	2,08
Petrila	2,21	28,50	66,3	2,10

Din analiza acestor valori se constată rezistența mare la măcinare a ligniților și în special a celor de Schitu-Goleşti față de ceilalți cărbuni studiați.

Pentru a determina influența umidității cărbunilor asupra curbelor granulometrice, s-a făcut o serie de experiențe în care s-a variat umiditatea cărbunilor. Pentru obținerea valorilor dorite, uscarea s-a efectuat cu

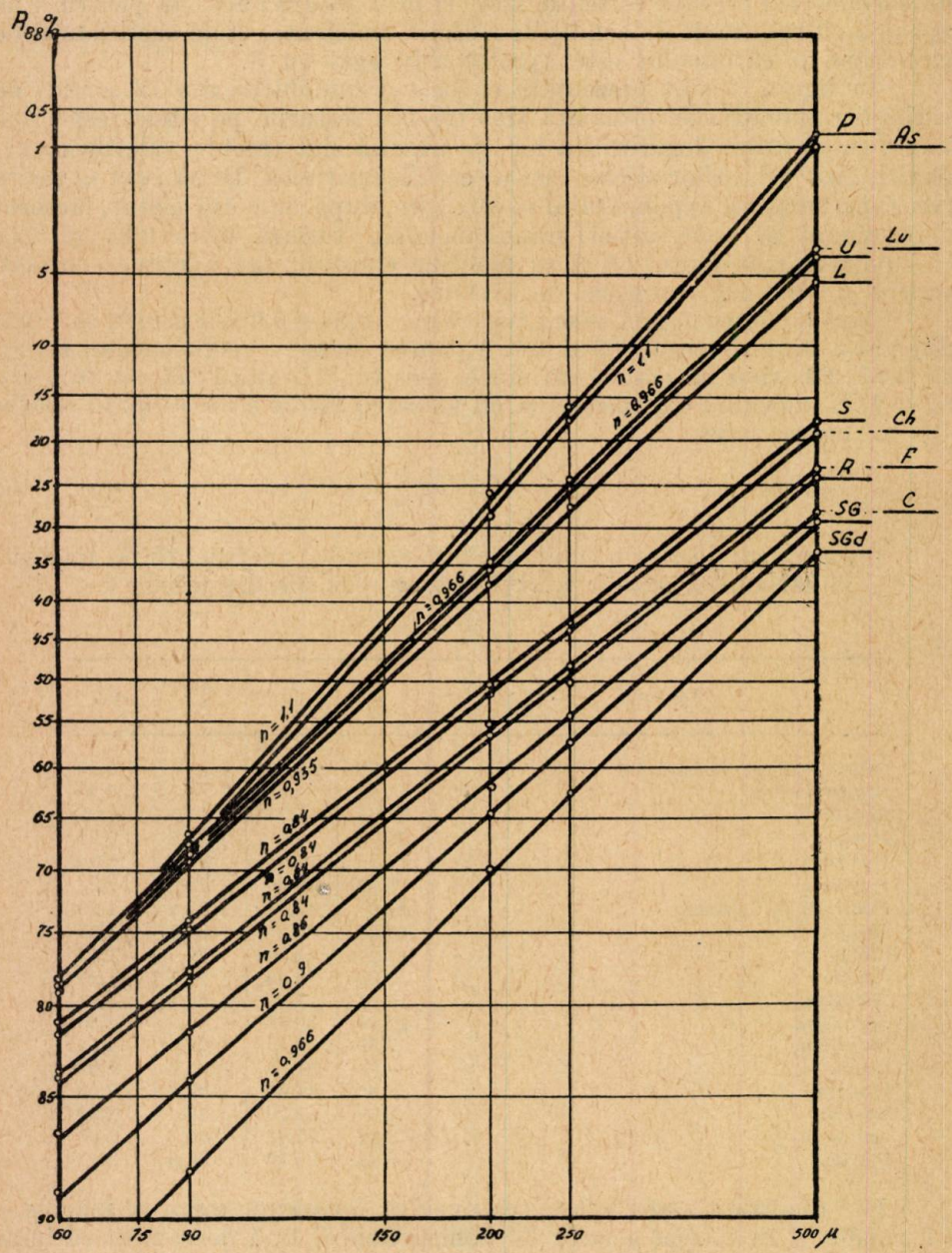


Fig. 3. — Curbele granulometrice ale cărbunilor studiați.

P — Petrila $U = 2{,}21\%$; As-Aninoasa $U = 3{,}22\%$; Lu-Lupeni $U = 1{,}69\%$; Ur-Uricani $U = 2{,}06\%$; L-Lonea $U = 4{,}08\%$; S-Sărmășag $U = 7{,}59\%$; Ch-Chiejd $U = 10{,}38\%$; Fi-Filipeștii de pădure $U = 12{,}23\%$; R-Rovinari $U = 9{,}02\%$; C-Căpeni $U = 13{,}43\%$; SG-Schitu Golești $U = 11{,}16\%$; SGD-Schitu Golești deshidratat $U = 13{,}83\%$.

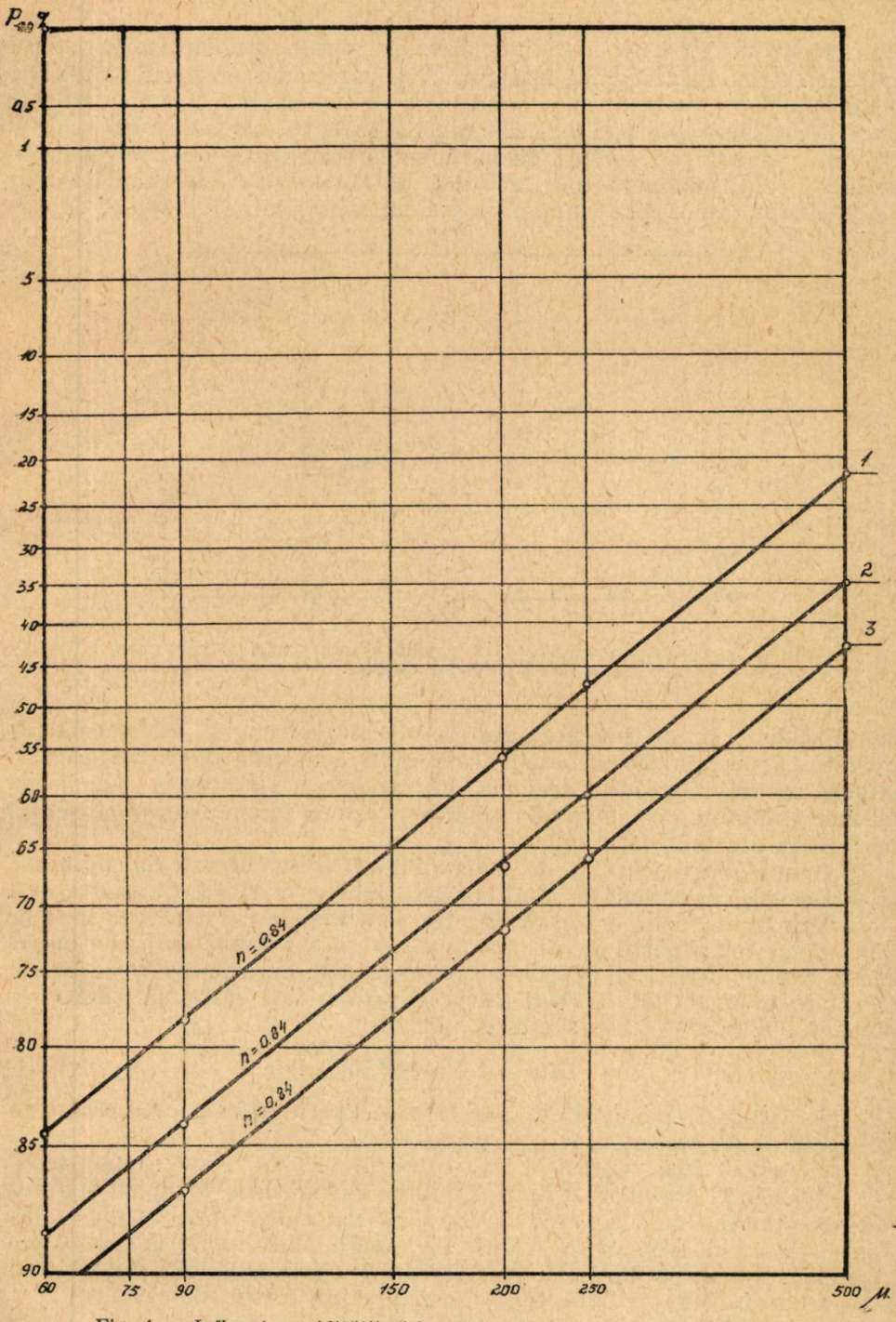


Fig. 4. — Influența umidității cărbunelui asupra curbelor granulometrice.

Curba *1*, lignit de Rovinari $U = 9{,}02\%$; curba *2*, Lignit de Rovinari $U = 17{,}7\%$; curba *3*, Lignit de Rovinari $U = 20{,}59\%$.

raze infraroşii. Varierea umidităţii atrage după sine deplasarea curbei granulometrice paralel cu ea însăşi (fig. 4), astfel încît creşterii umidităţii îi corespunde o înrăutăţire a condiţiilor de măcinare.

Acest lucru reiese şi mai clar din figura 5, în care sînt date valorile obţinute pentru trei sorturi de cărbune la umidităţi diferite. Valorile obţinute confirmă întru totul relaţiile de dependenţă ale coeficientului de măcinabilitate, faţă de umiditatea combustibilului. De această depen-

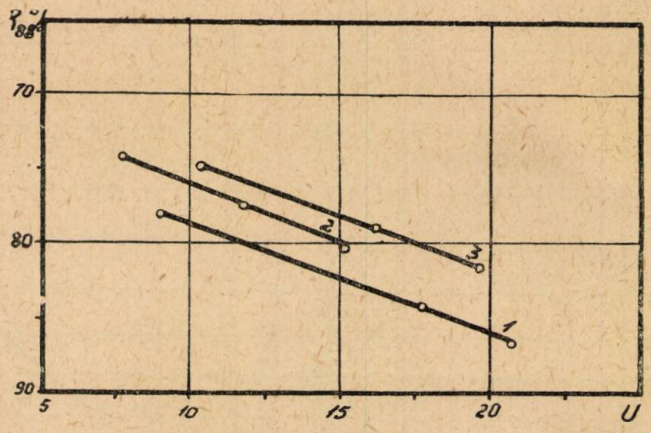


Fig. 5. — Influenţa umidităţii cărbunelui asupra fineţei de măcinare. Curba 1, lignit de Rovinari; curba 2, lignit de Sărmăşag; curba 3, lignit de Chiejd.

denţă trebuie să se ţină neapărat seama la proiectarea instalaţiilor de pregătire a prafului de cărbune, deoarece în condiţiile de exploatare cărbunele are altă umiditate decît cea de laborator. De aceea, coeficientul de măcinabilitate determinat în laborator trebuie înmulţit cu coeficientul de corecţie al umidităţii [2].

Asupra coeficientului de măcinabilitate influenţează de asemenea şi coeficientul de circulaţie k_c al combustibililor, în instalaţia respectivă.

Din figura 6, se constată că printr-un număr de treceri (diferit de unu) ale aceleiaşi porţii de cărbune (fără fracţia 0—0,088 mm) prin moară curba granulometrică se deplasează în sus paralel cu ea însăşi (n = const.). Dependenţa între R_{88} şi coeficientul k_c pentru toţi cărbunii studiaţi în domeniul $k_c = 1 - 4$ este dată de relaţia

$$R_{88} = 7{,}5\, e^{-0{,}048\, k_c}\,\%. \qquad (6)$$

În figura 7 este dată curba obţinută experimental pentru cărbunele de Chiejd la 10 treceri succesive prin moară.

Această curbă verifică în intervalul $k_c = 1 - 4$ relaţia generală (6).

În scopul stabilirii unei relaţii între coeficientul de măcinabilitate determinat prin metoda morii cu bile şi cel determinat prin metoda morii ventilator au fost efectuate o serie de determinări simultane pe ambele instalaţii. Astfel, pe lîngă cele şase sorturi de lignit care au făcut obiectul primei note, a fost studiată, încă o grupă de opt sorturi de cărbune.

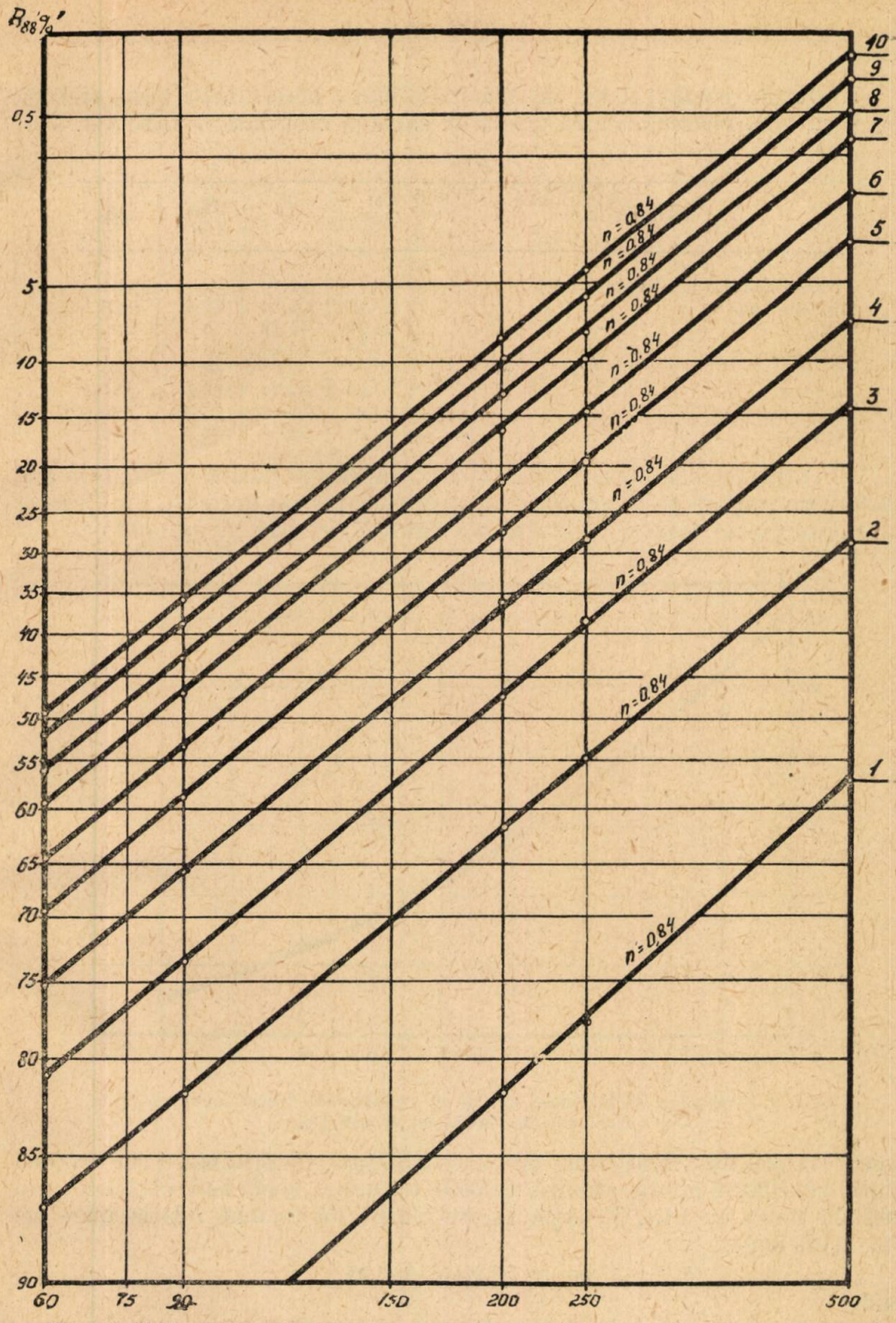


Fig. 6. — Influenţa numărului de treceri prin moară asupra curbelor granulometrice-ale cărbunelui de Chiejd $U = 9{,}3\,\%$.

Valorile coeficienților de măcinabilitate, determinați prin metoda morii cu bile, pentru această grupă de cărbuni sînt date în tabela 2.

Tabela 2

Cărbune de	U %	C %	R_{88} %	m_{IE}
Schitu Goleşti deshidratat	15,73	12,40	90	0,51
Schitu Goleşti	11,16	31,34	87,5	0,63
Chiejd	10,38	43,33	75,5	1,23
Lonea	4,08	34,00	69	1,60
Uricani	2,06	42,80	68	1,64
Lupeni	1,69	32,70	66,8	1,70
Aninoasa	3,22	27,42	65,2	1,80
Petrila	2,21	28,50	63,5	1,89

Pentru ambele determinări (moară cu bile şi moară ventilator) atît granulația inițială cît şi umiditatea cărbunelui au fost aceleaşi. Cu ajutorul datelor obținute, s-a trasat curba din figura 8, în care pe ordonată au fost

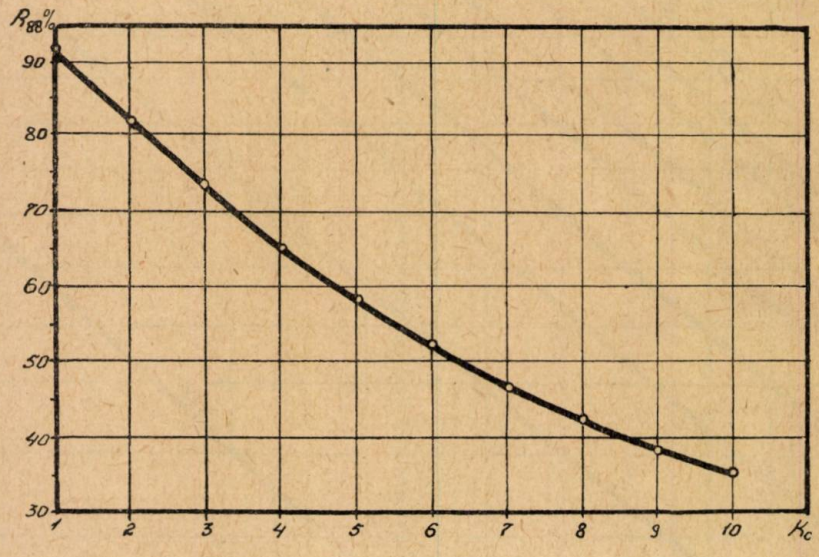


Fig. 7. — Finețea de măcinare funcție de numărul de treceri prin moară la cărbunele de Chiejd cu $U = 9{,}3\,\%$.

fixate valorile coeficientului de măcinabilitate determinat prin metoda morii ventilator iar pe abscisă valorile aceluiaşi coeficient obținute prin metoda morii cu bile. Ecuația acestei curbe dă tocmai relația între cei doi coeficienți.

$$m_v = 1{,}13 m_{IE} + 0{,}05, \tag{7}$$

unde

m_v = coeficientul de măcinabilitate determinat prin metoda morii ventilator,

m_{IE} = coeficientul de măcinabilitate determinat prin metoda morii cu bile.

Într-un viitor apropiat se va stabili scara de corespondenţă între coeficienţii de măcinabilitate calculaţi după metodele V.T.I. şi I.E. De asemenea, prin punerea în funcţiune a celor două instalaţii industriale de

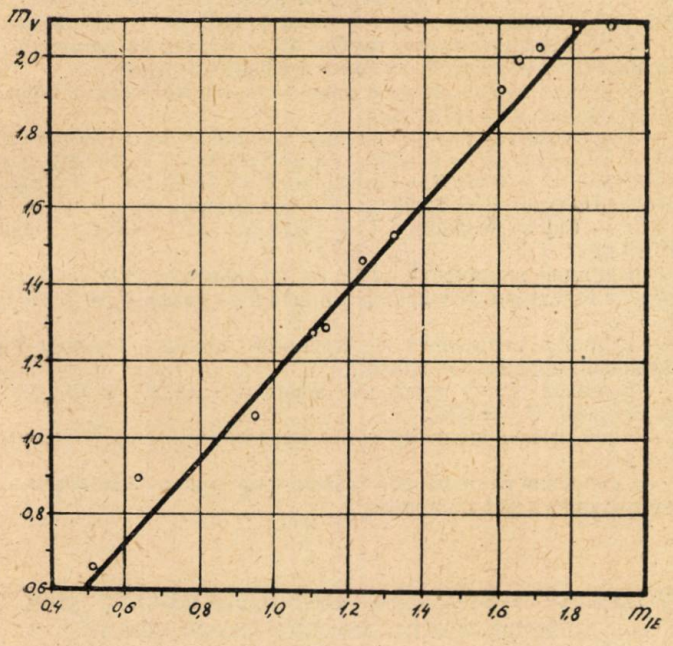


Fig. 8. — Compararea rezistenţei la măcinare determinată prin metoda morii cu bile şi metoda morii ventilator.

mori ventilator proiectate şi construite de uzinele Mao-Tze-dun, după indicaţiile Institutului de energetică, se vor putea verifica în mod practic avantajele noii metode de determinare a coeficientului de măcinabilitate.

РАЗМОЛОСПОСОБНОСТЬ УГЛЕЙ РНР
II. МЕТОД МЕЛЮЩЕГО ВЕНТИЛЯТОРА

КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ

Предлагается новый метод определения коэффициента размолоспособности твердого топлива при помощи мелющего вентилятора. Приводятся рассчитанные таким образом коэффициенты размолоспособности наиболее характерных румынских углей. Дается также соотношение соответствия между коэффициентами размолоспособности, определенными методом мелющего вентилятора и коэффициентами, определенными методом шаровой мельницы.

ОБЪЯСНЕНИЕ РИСУНКОВ

Рис. 1.—Схема экспериментальной установки. *1*—бункерный питатель; *2*—электродвигатель; *3* — редуктор; *4* — дисковая бесступенчатая коробка передач для изменения числа оборотов; *5*—винт для изменения числа оборотов; *6* — металлическая подставка; *7* — всасывающая труба; *8* — мелющий вентилятор; *9* — мультипликатор числа оборотов; *10* — электродвигатель; *11* — подставка; *12* — измерительный прибор; *13* — диафрагма; *14* — циклон ⌀ 118; *15* — стакан для пыли; *16* — циклон ⌀ 180; *17* — соединительная труба; *18* — шнековый питатель; *19* — труба подачи; *20* — отверстие для регулирования всасывания воздуха.

Рис. 2. — Влияние числа лопаток двигателя на тонкость помола бурого угля из Филипешти-де-Пэдуре, $U = 12{,}23\,\%$.

Рис. 3. — Гранулометрические кривые исследованных углей. *P* — Петрила, $U = 2{,}21\,\%$; *As* = Аниноаса, $U = 3{,}22\,\%$; *Lu* = Лупени, $U = 169\,\%$; *Ur* — Урикани, $U = 2{,}06\,\%$; *L* — Лоня, $U = 4{,}08$; *S* = Сэрмэшаг, $U = 7{,}59\,\%$; *Ch* — Киежд, $U = 10{,}38\,\%$ *F* — Филипешти-де-Пэдуре, $U = 12{,}23\,\%$; *R* — Ровинари, $U = 9{,}02\,\%$; *C* — Кэпени, $U = 13{,}43\,\%$; *SG* — Скиту-Голешти, $U = 11{,}16\,\%$; *SG* — Скиту-Голешти обезвоженный, $U = 13{,}83\,\%$.

Рис. 4. — Влияние влажности угля на гранулометрические кривые. Кривая 1 — бурый уголь из Ровинари, $U = 9{,}02\,\%$; кривая 2 — то же, $U = 17{,}70\,\%$; кривая 3— то же, $U = 20{,}59\,\%$.

Рис. 5. — Влияние влажности на тонкость помола. Кривая 1 — Ровинари; кривая 2 — Сэрмэшаг; кривая 3 — Киежд.

Рис. 6. — Влияние числа проходов через мельницу на гранулометрические кривые угля из Киежда, $U = 9{,}3\,\%$.

Рис. 7. — Зависимость тонкости помола угля от числа проходов через мельницу из Киежда, $U = 9{,}3\,\%$.

Рис. 8. — Сравнение размолоспособности, определенной методом шаровой мельницы и методом мелющего вентилятора.

APTITUDE AU BROYAGE DES CHARBONS ROUMAINS

II. MÉTHODE DU MOULIN VENTILATEUR

RÉSUMÉ

L'auteur propose une nouvelle méthode pour déterminer le coefficient d'aptitude au broyage des combustibles solides, au moyen d'un modèle de moulin ventilateur. Le travail indique les coefficients d'aptitude au broyage calculés de cette manière pour les charbons roumains les plus représentatifs. Il donne, en outre, la relation de transformation entre les coefficients d'aptitude au broyage déterminés par la méthode du moulin ventilateur et ceux réalisés par la méthode du moulin à billes.

EXPLICATION DES FIGURES

Fig. 1. — Schéma de l'installation expérimentale. *1*, réservoir d'alimentation ; *2*, moteur électrique ; *3*, réducteur de vitesse ; *4*, dispositif à disques pour faire varier la vitesse de rotation ; *5*, vis pour faire varier la vitesse de rotation ; *6*, support métallique ; *7*, tuyau d'aspiration ; *8*, table à palettes ventilateur ; *9*, multiplicateur de vitesse ; *10*, moteur électrique ; *11*, support ; *12*, appareil de mesure ; *13*, diaphragme ; *14*, cyclone ⌀ 118 ; *15*, ballon pour la poussière ; *16*, cyclone ⌀ 180 ; *17*, tuyau de connexion ; 18, alimentateur à hélice ; *19*, tuyau d'alimentation ; *20*, réglage du débit de l'air aspiré.

Fig. 2. — Influence du nombre de palettes du moulin sur la finesse du broyage du lignite de Filipeştii de Pădure, $U = 12,23\%$.

Fig. 3. — Courbes granulométriques des charbons étudiés. P—Petrila $U = 2,21\%$; As—Aninoasa $U = 3,22\%$; Lu—Lupeni $U = 1,69\%$; Ur—Uricani $U = 2,06\%$; L—Lonea $U = 4,08\%$; S—Sărmăşag $U = 7,59\%$; Ch—Chiejd $U = 10,38\%$; F—Filipeştii de Pădure $U = 12,23\%$; R—Rovinari $U = 9,02\%$; C—Căpeni $U = 13,43\%$; SG—Schitu-Goleşti $U = 11,16\%$; SGD—Schitu-Goleşti déshydraté $U = 13,83\%$.

Fig. 4. — Influence de l'humidité des charbons sur les courbes granulométriques (lignite de Rovinari):
courbe 1 $U = 9,02\%$; courbe 2 $U = 17,70\%$; courbe 3 $U = 20,59\%$.

Fig. 5. — Influence de l'humidité du charbon sur la finesse du broyage.
courbe *1*, lignite de Rovinari; courbe *2*, lignite de Sărmăşag; courbe *3*, lignite de Chiejd.

Fig. 6. — Influence du nombre de passages à travers le moulin sur les courbes granulométriques du charbon de Chiejd $U = 9,3\%$.

Fig. 7. — Finesse du broyage du charbon de Chiejd avec $U = 9,3\%$, en fonction du nombre de passages à travers le moulin.

Fig. 8. — Comparaison entre les valeurs de la résistance au broyage déterminées soit par la méthode du moulin à billes, soit par la méthode du moulin à palettes.

BIBLIOGRAFIE

1. D. BUIMOVICI şi D. BICLEŞANU, *Măcinabilitatea cărbunilor din R.P.R. I. Metoda morii cu bile*, Studii şi cercetări de energetică, **VII**, *3* (1957).
2. В. П. РОМАДИН, *Пылеприготовление*, Госэнергиздат, Москва — Ленинград, 1953.
3. Н. В. СОКОЛОВ, *Сопротивление углей размолу*, Госэнергиздат, Москва — Ленинград, 1951.
4. C. MITTAG, *Prüfverfahren zur Ermittlung der Leistungsfähigkeit in Kugel und Rohrmühlen*, J. Springer, Berlin, Heidelberg, 1953.
5. К. ПОЛОТЕРОВ, *Определение коэффициента размолоспособности смеси топлива*, Теплоэнергетика, *12*, 26 (1956).
6. П. И. КИСЕЛЕВ, Л. Н. КОНДРАТЬЕВА, *Определение размолоспособности углей на приборе ОР—ВТИ*, Теплоэнергетика, *1* (1958).

DETERMINAREA VARIAŢIEI FACTORILOR DE FORMĂ AI UNUI FOCAR CU GRĂTAR PRIN METODA MODELĂRII OPTICE

I. MEDIU DIATERMAN *)

DE

D. BUIMOVICI şi F. WESTFRIED

1. GENERALITĂŢI

1.1. Calculul schimbului de căldură prin radiaţie reprezintă una din problemele dificile în proiectarea focarelor şi cuptoarelor industriale. Complexitatea problemei constă în faptul că radiaţia termică implică formulări complicate, ce ţin seama de numărul, natura, poziţia şi temperatura corpurilor ce formează sistemul radiant. Cum în tehnica actuală rolul preponderent în procesele termice ce se petrec în focare şi în anumite cuptoare îl are schimbul de căldură prin radiaţie, este firesc ca pentru înlăturarea dificultăţilor de ordin teoretic şi experimental ce decurg din cele arătate mai sus, să se recurgă la metode de modelare.

Se ştie că procesele de repartiţie difuză a energiei luminoase şi a radiaţiei termice sînt similare, ele diferind numai prin indici cantitativi (intervalul lungimilor de undă şi puterea de radiaţie). Aşa dar, în cadrul problemei de modelare optică a radiaţiei termice, datorită similitudinii de repartiţie a acestor două categorii de fluxuri, studiul caracteristicilor geometrice ale incintelor termice este mult uşurat fenomenul fiind formulat prin aceleaşi ecuaţii.

1.2. Prin referire la teoria cunoscută [1], [2] a funcţiilor de schimb şi a factorilor de formă ai sistemelor termice radiante se poate scrie cantitatea de căldură schimbată prin radiaţie de sistemul de corpuri negre izoterme i, k aşezate arbitrar în spaţiu, sub forma

$$Q_{ik} = R_i S_i \Phi_{ik}, \qquad (1)$$

*) Lucrare prezentată Institutului de energetică la data de 21 octombrie 1958.

unde

R_i = radianța suprafeței (kcal/h, m²),
S_i = suprafața emițătorului (m²),
Φ_{ik} = factorul de formă (coeficientul unghiular) al sistemului i, k.

Relația (1) poate fi prezentată și sub forma $Q_{ik} = Q_i \Phi_{ik}$ întrucît $Q_i = R_i S_i$. Deci Φ_{ik} reprezintă proporția din radiația corpului i care ajunge la corpul k. Acest factor își păstrează valabilitatea și valoarea și pentru cazul schimbului de radiații luminoase difuze, el depinzînd numai de conformația geometrică a sistemului radiant modelat.

Modelarea optică permite deci separarea efectului temperaturii de radiație de efectul geometriei focarului, întrucît în formula (1) Q_{ik} este rezultatul produsului a două funcții independente : $R_i = f(T^4)$ radianța emițătorului și Φ_{ik} factorul de formă. Mărimea Φ_{ik} reprezintă așa dar o constantă a sistemului radiant i, k.

În consecință, cunoscînd valoarea maximă a factorului de formă, se va putea determina, din relația (1), valoarea maximă a fluxului termic util între suprafețele studiate și se vor putea trage concluzii cu privire la modul în care poziția acestora avantajează cel mai mult schimbul de căldură.

1.3. În articolul de față se cercetează cazul unui model de focar, considerat teoretic ca un sistem radiant caracterizat prin repartiții discrete ale temperaturilor și ale constantelor optice, și anume un sistem compus dintr-un număr finit de corpuri solide izoterme și omogene despărțite printr-un mediu diaterman ; scopul cercetării constă în definirea variației factorului de formă al unui focar cu grătar a cărui geometrie poate fi modificată prin deplasarea bolților, studiindu-se astfel reciprocitatea geometrică a repartiției fluxurilor radiante ce intervin în procesul de transmitere a căldurii *).

Această reciprocitate se referă, în cazul de față, la stabilirea factorului de formă optim al incintei focarului studiat, respectiv la stabilirea poziției și mărimii optime a bolților, astfel ca pe grătarul acestuia să se obțină un flux maxim de radiație (necesar măririi eficacității la aprindere a cărbunilor cu conținut mare de umiditate).

2. RELAȚII DE BAZĂ

2.1. Pentru tratarea teoretică a problemei de modelare se reia expresia schimbului de căldură prin radiație dată de (1). Din figura 1, prin aplicarea legilor lui Lambert și Kirchoff, se observă ușor că

$$d^4Q_{ik} = B_i \, dS_i \cos \varphi_i \, d\omega_i \,, \qquad (2)$$

*) Această cercetare reprezintă o primă etapă a studiului geometriei focarelor. În continuare se va ataca problema focarelor cu mediu absorbant.

unde

B_i — este strălucirea suprafeței i (intensitatea normală de radiație) (în kcal/h m² str),

φ_i — înclinarea direcției de radiație față de normala la suprafață,

ω_i = unghiul solid sub care de pe S_i se vede S_k.

Ținînd seama că $d\omega_i = \frac{\cos\varphi_k dS_k}{r_{ik}^2}$, formulă cu semnificație cunoscută, expresia (2) poate fi scrisă sub forma integrală (știind că $R = \sigma T^4 = \pi B$).

$$Q_{ik} = R_i \int_{S_i} dS_i \int_{S_k} \frac{\cos\varphi_i \cos\varphi_k}{\pi r_{ik}^2} dS_k. \tag{3}$$

Se demonstrează ușor că relația (3) este simetrică în i, k. Dacă se notează factorul

$$\int_{S_i} dS_i \int_{S_k} \frac{\cos\varphi_i \cos\varphi_k}{\pi r_{ik}^2} dS_k = H_{ik} \tag{4}$$

și se numește această valoare (exprimată în m²) funcție generală de schimb între corpurile i, k, atunci, comparînd (3) cu (1), se stabilește imediat

$$\Phi_{ik} = \frac{H_{ik}}{S_i} = \frac{R_i H_{ik}}{R_i S_i} = \frac{Q_{ik}}{Q_i}, \tag{5}$$

relație ce stă la baza experimentărilor de modelare optică și care stabilește în baza unor deducții analitice dependența pur geometrică a factorilor de formă față de sistemul radiant.

În teoria iluminatului, relațiile de tipul (3), (4) și (5) se mențin identice; categoriile flux termic radiant — flux luminos difuz modelîndu-se reciproc, iar funcția generală de schimb și factorii de formă fiind aceiași independent de natura radiațiilor, rezultă că valorile factorilor de formă obținuți prin aplicarea relației de tipul (5) pe un model luminos vor fi aceleași cu valorile Φ_{ik} obținute pe o instalație termică reală.

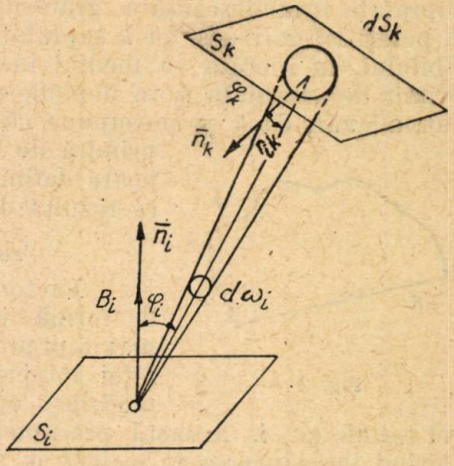


Fig. 1

2.2. Factorii de formă Φ_{ik} se pot defini ca factori de formă locali sau medii după cum suprafețele ce intră în calcul sînt respectiv elementare sau totale. Într-adevăr, din ecuația (2) rezultă că, dată fiind intervenția unghiului solid $d\omega_i$ sub care ele-

mentul de suprafaţă dS_i vede suprafaţa S_k, factorul de formă obţinut din (5) va avea o valoare justă numai prin referire la elemente de arie infinit mici şi ideal punctiforme. În cazul stabilirii factorului de formă între două suprafeţe finite, acesta va fi prin definiţie

$$\overline{\Phi_{ik}} = \frac{1}{S_i} \int_{S_i} \Phi_{ik}\, dS_i, \tag{6}$$

adică media ponderată a factorilor de formă locali.

În practică, reducerea la elemente infinitezimale de suprafaţă fiind imposibilă, se recurge la împărţirea suprafeţei totale într-un număr convenabil de arii elementare astfel ca eroarea de măsură la stabilirea lui Φ_{ik} să fie cît mai mică.

2.3. Trebuie remarcat faptul că la un sistem de corpuri cenuşii în număr de $n > 2$ şi care se văd între ele, o parte din fluxul emis de suprafaţa i ajunge direct la suprafaţa k, iar altă parte va ajunge la k după reflexii prealabile pe celelalte corpuri ale sistemului. În acest caz, care corespunde cu realitatea, în calculul factorilor de formă locali şi medii se va ţine seama şi de fluxurile indirecte provenite de la suprafeţele reflectante ale sistemului.

Exprimarea analitică a fluxurilor adiţionale reflectate introducînd în calculul factorilor de formă dificultăţi de ordin teoretic şi practic, metoda de modelare optică se dovedeşte a fi tehnic cea mai adecvată în studiul geometriei sistemelor complexe de corpuri radiante.

2.4. Aceste premize o dată stabilite, incinta focarului poate fi asimilată cu un sistem închis de corpuri format dintr-o suprafaţă plană pe care se sprijină o altă suprafaţă de formă şi dimensiuni analoage cazului real. Să considerăm o atare incintă redată schematic în figura 2. Notînd cu i suprafaţa incandescentă a grătarului, cu j suprafaţa complexă — bolţi şi pereţi laterali — şi cu k suprafaţa de grătar destinată uscării combustibilului, în ipoteza că mediul incintei este transparent, fluxul maxim primit de suprafaţa k va depinde de conformaţia suprafeţei complexe j. Într-adevăr, dacă se presupune că suprafaţa j reflectă integral radiaţia primită de la i, atunci, analog cu relaţia (1), se poate defini un factor de formă al sistemului ijk ce rezultă din expresia

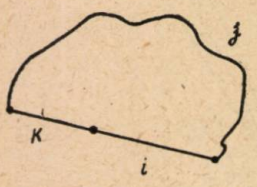


Fig. 2

$$Q_{ik} = R_i S_i\ \Phi_{ijk} = R_i S_i\, \Phi_{ij}\, \Phi_{jk}. \tag{7}$$

Factorul de formă Φ_{ijk} este deci un factor de formă indirect şi maximul lui depinde de maximul produsului $[\Phi_{ij}\, \Phi_{jk}]$. Presupunerea suprafeţei complexe j ca perfect reflectantă (în cazul modelării optice) o situează teoretic la acelaşi nivel termic cu i. Această presupunere simplifică mult experimentările, evitînd introducerea în calcul a absorbţiei pereţilor. Cum metoda de măsurare a lui Φ_{ijk} în cazul modelării optice este indirectă, reducîndu-se la raportarea a două fluxuri, este evident că influenţa geometriei focarului se va manifesta integral numai în cazul inexistenţei absorbţiilor parţiale intermediare.

3. PRINCIPIUL ANALOGIEI OPTICE

S-a arătat că la o anumită scară de proporționalitate a modelului față de instalația reală factorii de formă locali sau medii se mențin la aceeași valoare, indiferent de natura radiațiilor și de temperatură. În sistemul radiant studiat, dacă se măsoară fluxul luminos emis de o suprafață și fluxul luminos recepționat pe o altă suprafață a sistemului (indiferent de reflexiile adiționale intermediare), se pot defini factorii de formă locali și medii modelați.

Într-adevăr, $I_{\Delta i}$ și I_i fiind intensitățile luminoase, punctuală sau medie, ale corpului i și $I_{\Delta i,k}$ și I_{ik} intensitățile luminoase, punctuală sau medie, recepționată pe corpul k și provenită de la i (indiferent dacă $I_{\Delta i,k}$ și I_{ik} provin direct de la corpul i sau au suferit reflexii multiple pe celelalte $(n-2)$ corpuri ale sistemului), raportînd fluxul luminos recepționat la fluxul luminos emis, conform cu cele stabilite anterior se obține

$$\Phi_{\Delta i,k} = \frac{I_{\Delta i,k'} S_k}{I_i \Delta S_i} \tag{8}$$

și analog

$$\overline{\Phi_{ik}} = \frac{I_{ik} S_k}{I_i S_i}. \tag{9}$$

Astfel se determină din formulele (8) și (9) factorii de formă locali, respectiv medii, ai incintei radiante cercetate.

4. DESCRIEREA INSTALAȚIEI EXPERIMENTALE

4,1. Modelul folosit pentru determinarea factorului de formă al focarului studiat (dotat cu grătar tip Martin) reproduce dimensiunile focarului, la scara $\frac{1}{15}$. El a fost construit din metal, iar pereții interiori au fost vopsiți cu o vopsea de oxid de titan, al cărui coeficient de reflexie difuză măsurat prin metoda fotometrică se situa la valori de 94—96%. Bolțile focarului, de înclinație variabilă, puteau fi aduse în diferite poziții cu ajutorul unor pîrghii simple. Unghiul de înclinare al bolții anterioare putea fi variat cu 42° față de orizontala punctului de oscilație, iar unghiul de înclinare al bolții posterioare putea fi variat cu 33° față de poziția paralelă cu grătarul. Unghiurile au fost măsurate cu dispozitive speciale dispuse la pîrghiile de manevrare. Totodată bolțile puteau fi ridicate sau coborîte față de grătar, iar lungimea lor se putea mări sau micșora după cum reiese din schema de principiu a modelului din figura 3 (unghiul dintre fața și contrafața bolților era de 90°).

4.2. Pe $\frac{3}{5}$ din suprafața grătarului s-a aplicat o sursă luminoasă uniformă și difuză, sursă destinată să modeleze partea incandescentă a

grătarului. Primele $\frac{2}{5}$ din suprafaţa grătarului erau libere, fiind destinate ca suprafaţă de măsură a fluxului recepţionat, ele corespunzînd părţii de grătar unde are loc uscarea combustibilului.

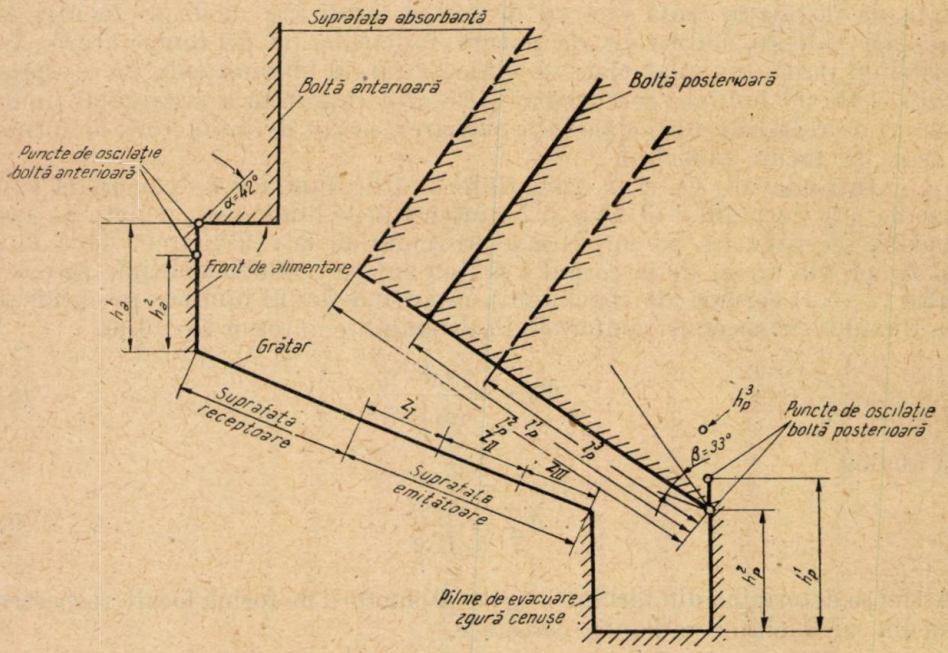


Fig. 3

Pentru obţinerea unei surse luminoase uniforme s-a recurs la un luminator de construcţie specială, care, datorită succesiunii de sticle mate din interiorul său şi datorită faptului că era vopsit în interior tot cu vopsea difuzantă de oxid de titan, a realizat pe suprafaţa emitentă o variaţie a intensităţii luminoase punctuale de 5%. Sursa luminoasă era constituită din 9 becuri de 24 V şi 30 W alimentate de la o sursă de curent continuu stabilizată manual cu ajutorul unui montaj potenţiometric.

4.3. La partea superioară a focarului, acolo unde se terminau bolţile s-a introdus o suprafaţă neagră absorbantă. Această suprafaţă avea rolul de a substitui teoretic absorbţia radiaţiilor de către suprafeţele de schimb de căldură (focarul nu era ecranat). De asemenea, la partea anterioară, peretele frontal al focarului între grătar şi bolta anterioară, respectiv locul de introducere al combustibilului în focar, a fost acoperit tot cu o suprafaţă neagră absorbantă.

4.4. Elementul de măsură al fluxului luminos emis sau recepţionat consta dintr-o celulă fotoelectrică cuplată la un microampermetru cu scara gradată direct în 0—100, 0—500 şi 0—5 000 luxi, şi care putea culisa în lungul unei şine special amenajate pe suprafaţa de măsură, astfel încît celula să rămînă permanent paralelă cu aceasta iar distanţele de înaintare să fie egale.

5. METODA DE EXPERIMENTARE ŞI REZULTATELE OBŢINUTE

5.1. După cum s-a arătat principial anterior, metoda de experimentare a constat în măsurarea fluxului emis de partea incandescentă modelată a grătarului şi a fluxului recepţionat pe prima porţiune a grătarului, reprezentînd zona de uscare a combustibilului în diferite situaţii de aşezarea geometrică reciprocă a bolţilor focarului. Măsurarea fluxurilor s-a făcut la intervale spaţiale egale (din centimetru în centimetru), realizînd o reţea de puncte de măsură (în total 38 de puncte) care satisfăceau condiţiei 2.2 de definire a unui factor de formă mediu. În timpul măsurătorilor tensiunea de alimentare a luminatorului a fost menţinută constantă.

Trebuie relevat faptul că, prin vopsirea focarului cu o vopsea cu calităţi bune de reflexie, se obţin valorile maxime de flux posibile pentru o anumită conformaţie geometrică a focarului. În realitate, cărămida refractară prezintă coeficienţi de reflexie difuză de 70—80% faţă de 94—96% realizat pe model, ceea ce explică una din cauzele repartiţiei neuniforme de temperatură în incinta unui focar. Vopsirea interioară în condiţiile expuse situează deci determinările experimentale la valorile maxime ale variaţiei factorilor de formă.

Experimentările au avut loc într-o cameră obscură pentru a evita influenţe luminoase externe. De asemenea, specificăm că nu s-a luat în considerare radiaţia flăcărilor din interiorul focarului, care de altfel nici nu poate fi modelată, iar mediul focarului s-a presupus diaterman prin însăşi faptul analogiei optice.

5.2. În condiţiile experimentale de mai sus prin raportarea fluxurilor medii ponderate recepţionate la cele emise se obţin, pe cale indirectă, valorile factorilor de formă. Gama experimentărilor s-a extins asupra unei serii întregi de situaţii geometrice reciproce, a sistemului bolţi-grătar, în scopul evidenţierii separate a influenţelor înclinării, înălţimii de situare şi lungimii bolţilor focarului în raport cu grătarul. După cum reiese din figura 3, dacă se notează

h_a^1, h_a^2 = înălţimile succesive de situare a bolţii anterioare,

h_p^1, h_p^2, h_p^3 = înălţimile succesive de situare a bolţii posterioare,

α = unghiul de înclinare al bolţii anterioare,

β = unghiul de înclinare al bolţii posterioare,

l_a = lungimea bolţii anterioare,

l_p^1, l_p^2, l_p^3 = lungimile succesive ale bolţii posterioare, valorile variaţiei factorilor de formă obţinute din experimentări pot fi prezentate în tabela 1.

O analiză atentă a rezultatelor obţinute scoate în evidenţă următoarele :

a) Grupul de experienţe 1—4, corespunzînd situaţiei constructive a focarului modelat, stabileşte variaţia factorilor de formă în funcţie de înclinarea bolţilor raportată la unghiurile α şi β. Această raportare face

ca experienţele să depindă în mod indirect de mărimea suprafeţei absorbante aşezate la partea superioară a boltilor şi care îşi variază dimensiunile în funcţie de α şi β. Se observă că pentru o anumită poziţie a boltii anterioare, la ridicarea treptată a boltii posterioare, factorul de formă creşte, trecînd printr-un maxim, şi apoi descreşte lent. Această descreştere lentă se datoreşte şi intervenţiei parţiale a contrafeţelor boltilor, care acţionează ca o

Tabela 1

Valorile factorilor de formă (coeficienţilor unghiulari) pentru diferite poziţii ale boltilor focarului

Nr. crt.	Înălţimea boltilor	Lungimea boltilor	α \ β	6°	13°	23°	33°
1	h_a^1, h_p^2	l_a, l_p^1	0°	7,37	8,75	8,64	8,40
2			14°	7,15	8,02	8,63	8,50
3			28°	7,02	8,0	8,43	8,27
4			42°	6,60	7,75	7,90	8,05
5	h_a^2, h_p^2	l_a, l_p^1	0°	8,15	9,12	9,21	9
6			14°	7,67	8,47	9,20	8,99
7			28°	7,27	8,59	8,64	8,66
8			42°	7,38	7,97	8,75	8,75
9	h_a^1, h_p^1	l_a, l_p^1	0°	8,6	9,25	9,65	9,35
10			28°	8,1	8,45	8,75	8,75
11	h_a^1, h_p^1	l_a, l_p^2	0°	10,0	11,1	10,80	10,10
12			28°	9,9	10,9	10,60	10,00
13	h_a^1, h_p^1	l_a, l_p^3	0°	8,32	8,2	8,08	7,95
14			28°	7,70	7,8	7,48	7,16

alungire a acestora. Dacă se ridică bolta anterioară a focarului mărind unghiul α, fenomenul se repetă (în afară de experienţa 4, unde maximul nu se manifestă net în domeniul cercetat), valorile obţinute fiind însă inferioare celor obţinute pentru un α mai mic.

Pentru toate cazurile următoare (experienţele 5—14), alura variaţiilor unghiulare se menţine, succesiunea valorilor prezentînd maxime mai mult sau mai puţin accentuate.

b) Grupul de experienţe 5—8 reproduce situaţia în care înălţimea de situare a boltii anterioare este mai mică decît la punctul *a*. Manifestînd aceleaşi proprietăţi de variaţie unghiulară, valorile factorilor de formă obţinute sînt însă superioare cazului *a* (menţinînd corespondenţa unghiulară). Acest fapt se explică prin micşorarea concomitentă a suprafeţelor absorbante superioare şi frontale.

c) Grupul de experienţe 9—14 reproduce situaţia în care se variază lungimea boltii posterioare astfel încît $l_p^2 > l_p^1 > l_p^3$. Şi pentru aceste cazuri variaţia unghiulară se menţine, valorile factorilor de formă descrescînd însă cu micşorarea lungimii boltii posterioare. În figurile 4 şi 5 se prezintă diagramele de variaţie ale lui Φ în funcţie de lungimea boltii la diferiţi α şi β. Se observă că printre valorile obţinute se pot trasa curbe reprezen-

tînd creşterile medii pentru diferiţi α. Dispersiunea neregulată a punctelor la α = const. şi l_p = const. în funcţie de diferiţi β cît şi mărirea pantei curbei medii la diferiţi α se datoreşte intervenţiei contrafeţelor bolţilor.

d) Dacă se defalcă în două valorile factorilor de formă obţinute pentru întreaga suprafaţă receptoare, în cazul experimentărilor 1—14,

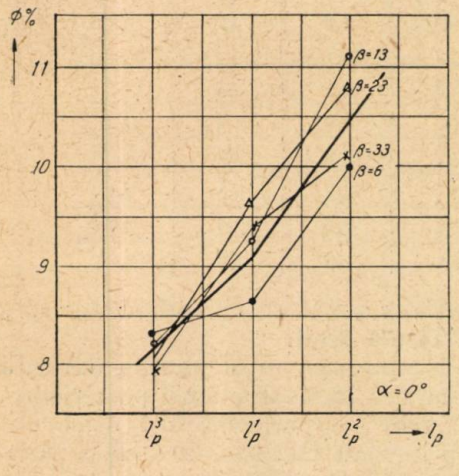


Fig. 4

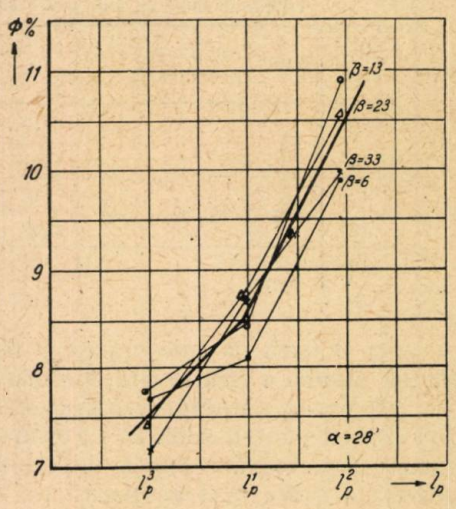


Fig. 5

se observă (fapt consemnat în protocolul experimentărilor) că pentru porţiunea receptoare apropiată de zona incandescentă a grătarului factorii de formă au valori mai mari decît pentru zona depărtată de aceasta. Rezultă că valoarea factorului de formă creşte o dată cu apropierea de zona incandescentă, proprietăţile *a*, *b*, *c* rămînînd însă şi pentru aceste cazuri aceleaşi.

Rezumînd rezultatele *a*—*d*, se pot stabili cîteva concluzii parţiale şi anume :

— în funcţie de mărimea suprafeţei de absorbţie superioare, care de altfel este impusă constructiv de secţiunea de trecere a gazelor, variaţia factorilor de formă prezintă maxime atribuite poziţiei reciproce a bolţilor ;

— considerînd frontul focarului perfect absorbant, se relevă ca utilă micşorarea înălţimii de situare a bolţii anterioare (ceea ce ar împiedica inflamarea combustibilului pe gura de alimentare, bolta anterioară umbrind-o) ;

— alungirea bolţii posterioare este eficace (în limitele impuse de secţiunea de trecere a gazelor) ;

— factorul de formă creşte o dată cu apropierea de zona de incandescenţă.

În continuarea experimentărilor, s-a cercetat influenţa micşorării şi deplasării longitudinale a zonei de incandescenţă asupra părţii de grătar destinată uscării combustibilului. În acest scop s-a împărţit zona de incandescenţă în trei suprafeţe egale, care au fost puse să radieze fiecare separat

(celelalte două zone se acopereau cu hîrtie neagră absorbantă). Notînd aceste zone cu Z_I, Z_{II}, Z_{III}, după cum se arată în figura 3, și analizînd rezultatele experimentale prezentate în tabela 2, se constată următoarele :

Tabela 2

Valorile factorilor de zonă pentru diferite porțiuni ale zonei de incandescență

Nr. crt.	Zona	Mărimi de referință	β / α	6°	13°	23°	33°
15	Z_I		0°	5,1	4,1	3,4	3,3
16			28°	4,5	3,9	3,3	3,2
17	Z_{II}	h_a^1, h_p^1, l_a, l_p^1	0°	2,7	2,8	2,7	2,7
18			28°	2,6	2,7	2,8	2,6
19	Z_{III}		0°	1,4	2,1	2,4	2,7
20			28°	1,1	1,9	2,3	2,6

e) O dată cu micșorarea și depărtarea zonei de incandescență spre partea finală a grătarului factorii de formă scad.

f) Variația unghiulară prezentată la punctul *a* nu se menține datorită faptului că pentru zona Z_I, o dată cu mărirea înclinării bolții posterioare, partea superioară a bolții anterioare „vede" o porțiune mai mare din suprafața grătarului acoperită cu hîrtia neagră (aceasta face ca o parte din fluxurile intermediare reflectate să fie absorbită, micșorînd fluxul total recepționat, ceea ce explică alura descrescătoare a curbelor zonei Z_I la mărirea lui β); pentru zona Z_{III} fenomenul este invers și anume primele două zone fiind acoperite cu hîrtie neagră absorbantă, cu cît bolta posterioară este așezată la un unghi β mai mic (este mai aplecată spre grătar), cu atît o parte mai mare din fluxul emis de zona Z_{III} va fi absorbită de prima zonă; în sfîrșit, pentru zona Z_{II}, situată la mijlocul grătarului și încadrată de două suprafețe negre, fenomenul se situează după cum o arată valorile obținute între cele două cazuri limită.

Din experiențele 15—20 nu se pot deci trage concluzii juste asupra variației unghiulare a factorilor de formă întrucît metoda de determinare a acestora fiind indirectă (se măsoară fluxuri și nu suprafețe și unghiuri solide, cum ar trebui la o determinare riguroasă), introducerea suplimentară a unor suprafețe absorbante denaturează rezultatele.

Concluziile *e*, rămîn însă valabile pentru toate cazurile.

g) Avînd în vedere că secțiunea de trecere a gazelor la ieșirea din focar este impusă constructiv, experiențele au fost continuate în sensul definirii modului de construcție a bolții posterioare. Într-adevăr, o construcție ca aceea din cazul focarului cercetat pune probleme dificile de suspendare și execuție. Pentru aceasta, impunînd o anumită secțiune de trecere a gazelor, respectiv considerînd fixe punctele de vîrf ale bolților, s-a variat înălțimea h_p astfel încît $h_p^3 > h_p^1 > h_p^2$. Rezultatele experimentale atribuie factorului de formă pentru aceste cazuri o valoare constantă $\Phi = 9{,}25\%$ (în condițiile geometrice ale experienței 9). Acest fapt era de așteptat, întrucît menținînd vîrful bolții posterioare fix și ridicînd

spatele acesteia, bolta, în poziția h_p^2, este un închizător plan pentru sistemul format de ea și creșterea peretelui vertical posterior al focarului la trecerea în poziția h_p^1 (același lucru și pentru h_p^3). Or, se știe [2] că schimbul de radiații între două sisteme deschise, care se văd, este egal cu schimbul de radiații între închizătoarele lor. Deci pentru cazul mediului diaterman modul de construire a bolții posterioare nu importă (în limitele simplității constructive).

Dacă se consideră însă mediul focarului ca absorbant (asupra acestei presupuneri se vor face cercetări ulterioare) atunci este însă evident că forma cea mai utilă este cea preconizată în construcția modelului cercetat, întrucît micșorează absorbția radiațiilor de către gazele arse.

Rezultă că bolta posterioară imaginată este termic adecvată.

6. ERORILE DE MĂSURĂ

6.1. Erorile obiective se datoresc :

— Instabilității tensiunii de alimentare a luminatorului, care poate provoca variația intensității fluxului luminos emis și recepționat. Pentru evitarea acestui fenomen citirea fluxului recepționat se făcea numai cînd voltmetrul conectat la rețeaua de alimentare arăta aceeași tensiune ca și la citirea fluxului emis.

— Elementului sensibil al celulei fotoelectrice care trebuie să satisfacă la etalonarea lui unele condiții de liniaritate pe domeniul de măsură. Aceasta se obține ușor prin folosirea unei fotocelule de seleniu. Trebuie remarcat că la citirea fluxului emis și a celui recepționat este absolut necesar să se folosească aceeași celulă fotoelectrică, constanta aparatului simplificîndu-se astfel prin raportarea fluxurilor.

— Decalărilor de 1°—2° care apar din cauza greutății proprii a bolților la poziționarea acestora.

— Neuniformității perfecte a fluxului emitent pe toată suprafața care radiază. Din încercările efectuate uniformitatea acestui flux a fost îmbunătățită pînă la variații de $\pm 5\%$. Această eroare este de mare importanță, dar nu a putut fi înlăturată.

6.2. Erorile subiective au rezultat din lipsa unui luxmetru cu oglindă pentru evitarea erorii de paralaxă, eroarea de citire la fluxul emis putea fi de ± 10 luxi iar eroarea de citire a fluxului recepționat de ± 5 luxi. Pentru un număr mai mare de citiri (vezi punctul 2.2), în cazul studiat 38, ale receptorului și emițătorului, eroarea se atenuează mult.

7. EXEMPLU DE CALCUL

Dacă se consideră cazul constructiv al focarului real (experimentat prin încercarea 1 din tabela 1) la $\alpha = 0°$ și $\beta = 13°$, caz pentru care $\Phi = 8{,}75\%$, și dacă se atribuie părții incandescente a grătarului temperatura medie uniformă $T_i = 1\,273$ °K, considerînd incinta ca perfect reflectantă, prin aplicarea ecuației (1)

$$Q_{ik} = \sigma T_i^4 S_i \Phi_{ijk}; \qquad (10)$$

dar

$$Q_{ik} = \sigma T_k^4 S_k . \tag{11}$$

Rezultă imediat

$$T_k = T_i \sqrt[4]{\frac{S_i}{S_k} \Phi_{ijk}}, \tag{12}$$

formulă care aplicată pentru raportul constructiv $\frac{S_i}{S_k} = 1{,}5$ şi Φ_{ijk} determinat experimental stabileşte că temperatura medie a suprafeţei de uscare a combustibilului are valoarea

$$T_k = 1\,273 \sqrt[4]{1{,}5 \cdot 0{,}0875} \approx 763°\text{K},$$

adică la $t_i = 1\,000°\text{C}$ corespund $t_k = 490°\text{C}$, temperatură teoretică de radiaţie în ipoteza ideală că nu există absorbţii intermediare, datorită mediului din focar sau datorită pereţilor.

Rezultatele acestui calcul numeric ilustrează importanţa unei juste construcţii a focarului.

8. CONCLUZII

8.1. Studiul factorilor de formă optimi ai incintelor focarelor sau cuptoarelor industriale prevăzute cu grătare, bazat pe metoda analogiei optice, stabileşte pe cale indirectă valorile acestora. Ca orice metodă indirectă, este pasibilă de erori suplimentare, prin introducerea cărora, în cazul de faţă, se poate stabili numai aspectul calitativ al variaţiei factorilor de formă în funcţie de geometria focarului. Mărimile obţinute sînt în cazul cercetat doar mărimi maximale apreciative, întrucît s-au redus la minimum absorbţiile intermediare.

8.2. Pentru ca variaţia calitativă a factorilor de formă să fie optimă, bolţile focarelor trebuie să îndeplinească următoarele condiţii:

— să fie orientate conform celor arătate la punctele 5.2 *a*—*d* şi 5*f*,

— să fie cît mai lungi.

8.3. În ceea ce priveşte factorul de formă, se dovedeşte că acesta creşte pe măsură ce ne apropiem de suprafaţa emiţătoare (ceea ce explică procesul de uscare şi aprindere a combustibilului pe grătar) iar pentru cazul micşorării şi înaintării zonei de incandescenţă spre partea finală a grătarului, rezultă o micşorare netă a coeficientului unghiular (este cazul cunoscut al stingerii focurilor).

8.4. În concluzie, metoda analogiei optice aplicată pe modele de focare poate conduce la soluţii constructive optime ale geometriei acestora. Metoda este simplă şi eficace şi poate fi utilizată cu succes pe scară industrială.

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ИЗМЕНЕНИЯ КОЭФФИЦИЕНТА ФОРМЫ ТОПКИ С КОЛОСНИКОВОЙ РЕШЕТКОЙ МЕТОДОМ ОПТИЧЕСКОГО МОДЕЛИРОВАНИЯ

I. ДИАТЕРМИЧЕСКАЯ СРЕДА

КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ

В статье приводятся экспериментальные результаты, полученные путем применения метода оптической аналогии при определении коэффициента формы камеры топки с колосниковой решеткой.

Указывается, что этот метод имеет в особенности качественное значение, и приводятся направления, в которых нужно действовать для получения оптимальной геометрии камеры излучения.

DÉTERMINATION DE LA VARIATION DES FACTEURS DE FORME D'UN FOYER À GRILLE PAR LA MÉTHODE DE L'ANALOGIE OPTIQUE

I. MILIEU DIATHERMANE

RÉSUMÉ

On décrit les résultats expérimentaux fournis par l'application de la méthode de l'analogie optique pour la détermination des facteurs de forme de l'enceinte d'un foyer à grille.

On montre que la valeur de la méthode est surtout qualitative et on indique la direction à suivre afin de réaliser une géométrie optimum des enceintes radiantes.

BIBLIOGRAFIE

1. PETUHOV B. S., *Studiul experimental al proceselor de transmitere a căldurii*. Ed. Energetică de Stat, București, 1957.
2. WESTFRIED FLORIN, *Funcțiile de schimb și factorii de formă ai sistemelor termice radiante*. Studii și cercetări de energetică, **VIII**, *4*, 511 (1958).

CALCULUL SOLUȚIEI OPTIME DE AMPLASARE A SUPRAFEȚELOR AUXILIARE LA CAZANE DE ABUR*)

DE

N. ANTONESCU

I

Calculul de dimensionare şi plasare a treptelor de economizor şi preîncălzitor de aer are o deosebit de mare importanță, în special la cazanele mari, unde suprafețele auxiliare sînt foarte dezvoltate din cauza pe de o parte a debitelor mari şi parametrilor ridicați ce trebuie obținuți pentru funcționarea economică a cazanului şi pe de altă parte din cauza temperaturii scăzute a gazelor de evacuare impusă de îmbunătățirea randamentului cazanului.

Plasarea economizorului şi a preîncălzitorului se poate face în două feluri : întregul preîncălzitor plasat după economizor înaintea ieşirii gazelor la coş, sau preîncălzitorul despărțit în două pachete şi intercalat cu economizorul, astfel însă ca ultimul pachet să fie preîncălzitor de aer. Prima soluție este în general aplicată la cazane mici, cu parametri scăzuți ai aburului, unde suprafețele necesare auxiliare sînt reduse şi o despărțire în două a fiecăreia din ele ar duce la cheltuieli mari de construcție. De altfel, aceste cazane, lucrînd cu o temperatură de evacuare a gazelor relativ ridicată, asigură — după cum se va arăta în continuare — o utilizare suficient de rațională a suprafețelor auxiliare. Această soluție de amplasare a suprafețelor este însă uneori utilizată şi pentru cazane de debit şi parametri mijlocii, cazane care prin destinația lor şi condițiile de lucru necesită soluții economice. Pentru aceste cazane, calculul soluției optime conduce la rezultate edificatoare.

La cazanele de debite mari şi parametri înalți, se utilizează în general soluția a doua de amplasare a suprafețelor auxiliare, cu trepte intercalate de economizor şi preîncălzitor. Soluția duce la economii de investiții importante şi, ținînd seama şi de cheltuielile de exploatare, se poate determina, folosind metoda de calcul ce se va arăta în continuare, mărimea optimă a pachetelor de economizor şi preîncălzitor şi aşezarea lor relativă.

*) Lucrare prezentată Institutului de energetică la data de 21 octombrie 1958.

Pentru stabilirea unei formule generale de calcul a treptelor ce trebuie adoptate pentru o soluție optimă, se vor stabili în prealabil unele formule importante privind așezarea unei suprafețe de lucru.

O suprafață de schimb amplasată la un nivel de temperatură anumit se calculează după formula

$$F = \frac{Q}{K\,\Delta t_m}, \tag{1}$$

unde

F = mărimea suprafeței (m^2),
Q = cantitatea de căldură schimbată (kcal/h),
K = coeficientul de transmisie a căldurii (kcal/m^2h°C),
Δt_m = diferența medie logaritmică de temperaturi (°C).

Dacă aceeași cantitate de căldură Q va fi preluată la un nivel de temperatură mai ridicat cu θ (°C) (fig. 1), suprafața necesară F_θ va fi, într-o primă aproximație

$$F_\theta = F + \frac{\partial F}{\partial t}\theta. \tag{2}$$

Dezvoltînd derivata parțială se obține

$$\frac{\partial F}{\partial t} = \frac{F}{Q}\cdot\frac{\partial Q}{\partial t} - \frac{F}{\Delta t_m}\cdot\frac{\partial \Delta t_m}{\partial t} - \frac{F}{K}\cdot\frac{\partial K}{\partial t},$$

unde $\frac{\partial Q}{\partial t} = 0$ iar $\frac{\partial \Delta t_m}{\partial t} = 1$, deoarece cu o eroare neglijabilă se admite că o creștere a temperaturii gazelor determină aceeași creștere a diferenței medii de temperaturi între gaze și fluidul interior care își păstrează aceeași temperatură.

Într-adevăr, diferența medie de temperaturi, după schema generală de schimb din figura 2, este dată de formulele

$$\Delta t_m = \frac{\Delta_{max} - \Delta_{min}}{\ln \frac{\Delta_{max}}{\Delta_{min}}}$$

și la un nivel termic al gazelor cu $t°$ mai înalt

$$\Delta t_{m_t} = \frac{\Delta_{max}+t-(\Delta_{min}+t)}{\ln \frac{\Delta_{max}+t}{\Delta_{min}+t}} = \frac{\Delta_{max} - \Delta_{min}}{\ln \frac{\Delta_{max}+t}{\Delta_{min}+t}}.$$

Prin derivarea lui Δt_{m_t} funcție de t se obține

$$\frac{\partial \Delta t_{m_t}}{\partial t} = \frac{\Delta t_{m_t}^2}{(\Delta_{max}+t)(\Delta_{min}+t)} = \left(\frac{\Delta t_{m_t}}{\sqrt{(\Delta_{max}+t)(\Delta_{min}+t)}}\right)^2.$$

Eroarea ce se admite punînd $\frac{\partial \Delta t_m}{\partial t} = 1$ este deci pătratul (sau dublul) erorii ce s-ar face egalînd diferența medie logaritmică de temperaturi cu diferența medie geometrică $\Delta t_{m\,geom}$)

$$\frac{\partial \Delta t_m}{\partial t} = \left(1 - \frac{\Delta t_m - \Delta t_{m\,geom}}{\Delta t_{m\,geom}}\right)^2 \approx 1 - 2\left(\frac{\Delta t_m - \Delta t_{m\,geom}}{\Delta t_{m\,geom}}\right).$$

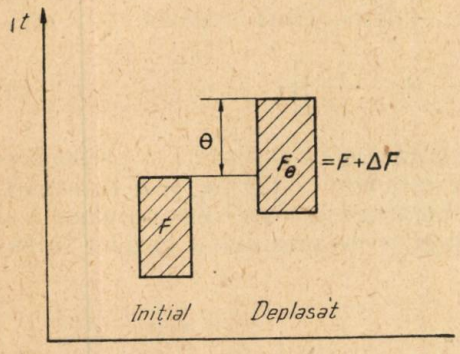


Fig. 1.— Amplasarea suprafeței de schimb.

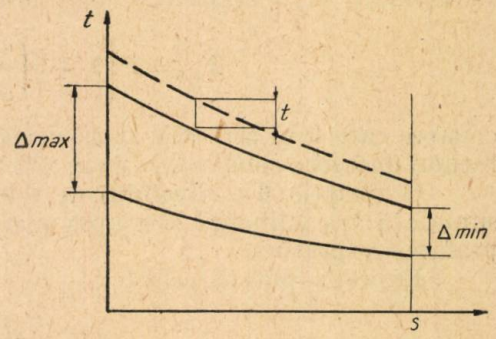


Fig. 2. — Schema schimbului de căldură

În tabela 1 sînt date erorile funcție de raportul $\frac{\Delta_{min}}{\Delta_{max}}$.

Tabela 1

$\frac{\Delta_{min}}{\Delta_{max}}$	$\varepsilon = \frac{\Delta t_m - \Delta t_{m\,geom}}{\Delta t_{m\,geom}}\%$	$2\varepsilon\%$
0,5	1,93	3,86
0,6	1,07	2,14
0,7	0,51	1,02
0,8	0,31	0,62
0,9	0,13	0,26
1	0	0

Se observă că erorile sînt neglijabile, deoarece în cazurile practice $\Delta_{min} > 0{,}7\,\Delta_{max}$.

Cu aceste considerente este justificată aproximația $\frac{\partial \Delta t_m}{\partial t} = 1$ și derivata suprafeței în raport cu temperatura rezultă

$$\frac{\partial F}{\partial t} = -F\left(\frac{1}{\Delta t_m} + \frac{1}{K} \cdot \frac{\partial K}{\partial t}\right) \tag{3}$$

și

$$F_\theta = F\left[1 - \theta\left(\frac{1}{\Delta t_m} + \frac{1}{K} \cdot \frac{\partial K}{\partial t}\right)\right]. \tag{4}$$

Din formula (4) rezultă unele concluzii deosebit de importante pentru suprafețele anexe de cazane. Se vede că reducerea de suprafață va fi cu atît mai mare în cazul plasării suprafeții la un nivel de temperatură cu $\theta°$ mai ridicat cu cît suprafața în soluția inițială era mai mare, Δt_m mai mic și K mai mic. Or, aceste trei particularități, în comparație cu economizorul, le prezintă preîncălzitorul de aer și deci este de așteptat ca economiile de suprafață să fie mari.

O coborîre a economizorului la un nivel termic cu $\theta°$ mai scăzut va conduce la o creștere a suprafeței, într-o primă aproximație, de

$$F_{-\theta} = F\left[1 + \theta\left(\frac{1}{\Delta t_m} + \frac{1}{K}\cdot\frac{\partial K}{\partial t}\right)\right], \tag{5}$$

creștere care însă este mai mică decît scăderea în suprafață a preîncălzitorului deoarece comparativ cu acesta F este mai mic și Δt_m și K mai mari.

O variație θ a nivelului de temperatură la care este amplasată o suprafață are influență și asupra pierderilor de presiune a gazelor în suprafața respectivă.

Expresia puterii este

$$M = \frac{Dh}{102\,\eta}, \tag{6}$$

unde

M = partea de putere necesară la exhaustor pentru învingerea rezistenței în suprafață (kW),
D = debitul de gaze (m^3/s) la temperatura de la evacuare,
η = randamentul exhaustorului,
h = pierderea de presiune,

Pierderea h este compusă din pierderi pe traseu h_λ proporționale cu suprafața (respectiv lungimea) parcursă și pierderi locale h_ξ la intrarea și la ieșirea din suprafață și deci

$$M = \frac{D}{102\,\eta}(h_\lambda F + h_\xi). \tag{7}$$

Variația puterii necesare la variația temperaturii cu $\theta°$ va fi, într-o primă aproximație,

$$M_\theta = M + \frac{\partial M}{\partial t}\theta. \tag{8}$$

Din formula (7)

$$\frac{\partial M}{\partial t} = \frac{D}{102\,\eta}\left(F\frac{\partial h_\lambda}{\partial t} + h_\lambda\frac{\partial F}{\partial t} + \frac{\partial h_\xi}{\partial t}\right). \tag{9}$$

și rezultă

$$M_\theta = M + \frac{D}{102\,\eta}\left(F\frac{\partial h_\lambda}{\partial t} + h_\lambda\frac{\partial F}{\partial t} + \frac{\partial h_\xi}{\partial t}\right)\theta. \tag{10}$$

Din analiza formulei (10) rezultă o creștere a rezistenței datorită măririi vitezelor pe parcurs și o scădere a rezistenței datorită micșorării suprafeței parcurse. Însumarea efectelor dă o creștere sau o scădere a puterii M la ridicarea nivelului de temperatură a suprafeții.

Cheltuielile de instalare și exploatare C, referitoare la o suprafață auxiliară de cazan, rezultă din investițiile în suprafața de schimbător și consumul de energie în funcționare,

$$C = Zc_s F + c_e n M, \tag{11}$$

unde

Z = cota de amortizare anuală a cheltuielilor de investiție,
c_s = costul specific al suprafeței (lei/m²),
c_e = costul energiei electrice (lei/kWh),
n = ore de funcționare a cazanului (ore/an).

La o variație cu $\pm\,\theta°$ a nivelului termic la care este amplasată suprafața, rezultă și o variație a costului C,

$$C = Zc_s\left(F \pm \theta\frac{\partial F}{\partial t} + \frac{\theta^2}{2}\cdot\frac{\partial^2 F}{\partial t^2}\right) + c_e n\left(M \pm \theta\frac{\partial M}{\partial t} + \frac{\theta^2}{2}\cdot\frac{\partial^2 M}{\partial t^2}\right). \tag{12}$$

În această formulă, ca și în relațiile ce vor fi deduse în continuare, se neglijează termenii cuprinzînd derivatele $\frac{\partial^3 F}{\partial t^3}$ și $\frac{\partial^3 M}{\partial t^3}$, precum și cele de ordin superior. Eroarea ce se admite făcînd această omisiune este extrem de mică și reprezintă, după verificările efectuate, un procentaj sub 1%.

Pentru a realiza un minim de cheltuieli C, funcția (12) trebuie să aibă o valoare minimă.

Condiția de minim va fi

$$\frac{\partial C}{\partial \theta} = Zc_s\frac{\partial}{\partial\theta}\left(F \pm \theta\frac{\partial F}{\partial t} + \frac{\theta^2}{2}\cdot\frac{\partial^2 F}{\partial t^2}\right) + c_e n\frac{\partial}{\partial\theta}\left(M \pm \theta\frac{\partial M}{\partial t} + \frac{\theta^2}{2}\cdot\frac{\partial^2 M}{\partial t^2}\right) = 0 \tag{13}$$

și dezvoltînd

$$Zc_s\left(\pm\frac{\partial F}{\partial t} + \theta\frac{\partial^2 F}{\partial t^2}\right) + c_e n\left(\pm\frac{\partial M}{\partial t} + \theta\frac{\partial^2 M}{\partial t^2}\right) = 0. \tag{14}$$

În formula (14) apar pe lîngă derivatele de ordinul întîi $\frac{\partial F}{\partial t}$ și $\frac{\partial M}{\partial t}$, analizate în formulele (3) și (9), și derivatele de ordinul doi ale mărimilor F și M. Explicitarea lor conduce la următoarele formule :

Din formula (3)

$$\frac{\partial F}{\partial t} = -\frac{F}{\Delta t_m} - \frac{F}{K}\cdot\frac{\partial K}{\partial t}$$

rezultă

$$\frac{\partial^2 F}{\partial t^2} = -\frac{\Delta t_m\frac{\partial F}{\partial t} - F}{\Delta t_m^2} - \frac{k\left(F\frac{\partial^2 K}{\partial t^2} + \frac{\partial K}{\partial t}\cdot\frac{\partial F}{\partial t}\right) - F\left(\frac{\partial K}{\partial t}\right)^2}{K^2}. \tag{15}$$

Deoarece, după cum se va arăta, K poate fi exprimat, cu eroare neglijabilă, ca o funcție liniară de temperatură în intervalul 100—700 °C,

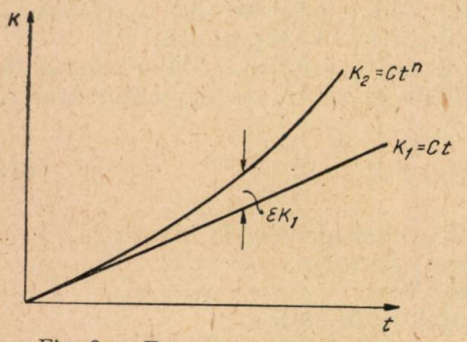


Fig. 3. — Eroarea asupra funcției K.

rezultă $\frac{\partial^2 K}{\partial t^2} = 0$ și introducînd pentru $\frac{\partial F}{\partial t}$ valoarea din formula (3), se obține

$$\frac{\partial^2 F}{\partial t^2} = -\frac{\Delta t_m\left(-\frac{F}{\Delta t_m} - \frac{F}{K}\cdot\frac{\partial K}{\partial t}\right) - F}{\Delta t_m^2} - \frac{K\frac{\partial K}{\partial t}\left(-\frac{F}{\Delta t_m} - \frac{F}{K}\cdot\frac{\partial K}{\partial t}\right) - F\left(\frac{\partial K}{\partial t}\right)^2}{K^2} \tag{16}$$

prin gruparea termenilor

$$\frac{\partial^2 F}{\partial t^2} = 2F\left[\frac{1}{K^2}\left(\frac{\partial K}{\partial t}\right)^2 + \frac{1}{K\,\Delta t_m}\cdot\frac{\partial K}{\partial t} + \frac{1}{\Delta t_m^2}\right]. \tag{17}$$

În cazul cînd pentru o precizie mai mare a calculelor nu este de dorit omiterea termenului conținînd pe $\frac{\partial^2 K}{\partial t^2}$ (problema se pune numai pentru preîncălzitorul de aer), se poate utiliza formula completă

$$\frac{\partial^2 F_L}{\partial t^2} = 2F\left[\frac{1}{K^2}\left(\frac{\partial K}{\partial t}\right)^2 + \frac{1}{K\Delta t_m}\cdot\frac{\partial K}{\partial t} + \frac{1}{\Delta t_m^2} - \frac{1}{2K}\cdot\frac{\partial^2 K}{\partial t^2}\right]. \tag{17'}$$

Eroarea care se admite prin aproximarea lui K cu o funcție liniară de t poate fi pusă în evidență din următoarele considerente : funcția exactă este $K_2 = Ct^n$, care se aproximează, cu o eroare ε cunoscută, cu funcția liniară $K_1 = C\,t$ (fig. 3).

Se pot scrie relațiile

$$|\varepsilon| = \frac{K_1 - K_2}{K_1} = \frac{Ct - Ct^n}{Ct} = t^{n-1} - 1$$

și eroarea δ asupra derivatei

$$|\delta| = \frac{\frac{\partial K_1}{\partial t} - \frac{\partial K_2}{\partial t}}{\frac{\partial K_1}{\partial t}} = \frac{C - C\,n\,t^{n-1}}{C} = n\,t^{n-1} - 1$$

sau

$$|\delta| = n\varepsilon + (n-1).$$

În tabela 2 sînt date, pentru valorile uzuale ale lui t și ε, eroarea δ asupra derivatei de ordinul întîi

(eroarea $\delta = f(\varepsilon, t)$).

Tabela 2

ε%	t	n	δ%
$\varepsilon = 3$%	100	1,00642	3,66
	300	1,00518	3,53
	500	1,00475	3,49
$\varepsilon = 1$%	100	1,00216	1,22
	300	1,001745	1,18
	500	1,00160	1,16

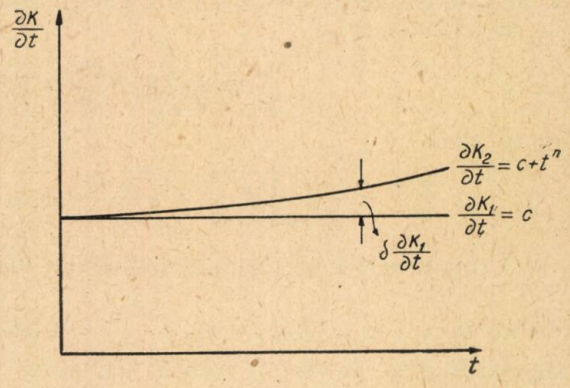


Fig. 4. — Eroarea asupra funcției $\frac{\partial^2 K}{\partial t^2}$.

În privința erorii absolute Δ făcute asupra derivatei de ordinul doi, rezultă din figura 4 relația

$$|\Delta| = \frac{\partial^2 K_2}{\partial t^2} - \frac{\partial^2 K_1}{\partial t^2} = \frac{\partial^2 K_2}{\partial t^2},$$

$$|\Delta| = n\,(t)^{n-1}.$$

În tabela 3, se dau pentru valorile uzuale ale lui δ (respectiv ε), erorile Δ absolute asupra derivatei de ordinul doi ($\Delta = f(\delta, t)$).

Tabela 3

δ	t	n	$\lvert\Delta\rvert$
$\delta = 3$%	100	−0,912	$1{,}37 \cdot 10^{-4}$
	300	−0,737	$0{,}368 \cdot 10^{-4}$
	500	−0,675	$0{,}202 \cdot 10^{-4}$
$\delta = 1$%	100	−1,15	$0{,}575 \cdot 10^{-4}$
	300	−0,93	$0{,}155 \cdot 10^{-4}$
	500	−0,852	$0{,}085 \cdot 10^{-4}$

Se remarcă că valorile erorilor absolute Δ sînt foarte apropiate de zero, deci aproximația $\frac{\partial^2 K}{\partial t^2} = 0$ este întru totul justificată.

În mod analog stabilirii formulei (17) pentru derivata de ordinul doi a suprafeței funcție de temperatură și erorile ce provin din aproximațiile făcute, se deduce și formula pentru derivata de ordinul doi a lui M. Plecînd de la formula (9),

$$\frac{\partial M}{\partial t} = \frac{D}{102\,\eta}\left(F\frac{\partial h_\lambda}{\partial t} + h_\lambda \frac{\partial F}{\partial t} + \frac{\partial h_\xi}{\partial t}\right),$$

se obține

$$\frac{\partial^2 M}{\partial t^2} = \frac{D}{102\,\eta}\left[F\frac{\partial^2 h_\lambda}{\partial t^2} + \frac{\partial h_\lambda}{\partial t}\cdot\frac{\partial F}{\partial t} + h_\lambda \frac{\partial^2 F}{\partial t^2} + \frac{\partial h_\lambda}{\partial t}\cdot\frac{\partial F}{\partial t} + \frac{\partial^2 h_\xi}{\partial t^2}\right]. \tag{18}$$

Introducînd în formulă expresiile dezvoltate pentru $\frac{\partial F}{\partial t}$ și $\frac{\partial^2 F}{\partial t^2}$ din formulele (3) și (17) și punînd $\frac{\partial^2 h_\lambda}{\partial t^2} = 0$ și $\frac{\partial^2 h_\xi}{\partial t^2} = 0$, deoarece h_λ și h_ξ sînt funcții liniare de temperatură (cu erori neglijabile), după cum se va arăta mai departe, rezultă

$$\frac{\partial^2 M}{\partial t^2} = \frac{D}{102\,\eta}\left[2\frac{\partial h_\lambda}{\partial t}\left(-\frac{F}{\Delta t_m} - \frac{F}{K}\cdot\frac{\partial K}{\partial t}\right) + 2h_\lambda F\left[\frac{1}{K^2}\left(\frac{\partial K}{\partial t}\right)^2 + \frac{1}{K\Delta t_m}\left(\frac{\partial K}{\partial t}\right) + \frac{1}{\Delta t_m^2}\right]\right], \tag{19}$$

de unde

$$\frac{\partial^2 M}{\partial t^2} = 2F\frac{D}{102\,\eta}\left[h_\lambda\left[\frac{1}{K^2}\left(\frac{\partial K}{\partial t}\right)^2 + \frac{1}{K\Delta t_m}\cdot\frac{\partial K}{\partial t} + \frac{1}{\Delta t_m^2}\right] - \frac{\partial h_\lambda}{\partial t}\left(\frac{1}{\Delta t_m} + \frac{1}{K}\cdot\frac{\partial K}{\partial t}\right)\right]. \tag{20}$$

În cazul suprafețelor anexe de cazan, ridicarea cu $\theta°$ a nivelului de temperatură la care este plasat preîncălzitorul de aer și coborîrea cu $-\theta°$ a nivelului de temperatură la care este plasat economizorul conduce la o relație de minim de cheltuieli; utilizînd formula (14)

$$Z\left[c_{sL}\left(\frac{\partial F_L}{\partial t} + \theta\frac{\partial^2 F_L}{\partial t^2}\right) + c_{sa}\left(-\frac{\partial F_a}{\partial t} + \theta\frac{\partial^2 F_a}{\partial t^2}\right)\right] + c_e\, n\left[\left(\frac{\partial M_L}{\partial t} + \theta\frac{\partial^2 M_L}{\partial t^2}\right) + \left(-\frac{\partial M_a}{\partial t} + \theta\frac{\partial^2 M_a}{\partial t^2}\right)\right] = 0, \tag{21}$$

unde simbolurile utilizate în formula (14) au primit indicele L cînd se referă la preîncălzitorul de aer și a cînd se referă la economizor.

Din relația (21) se poate deduce o formulă de determinare a intervalului de temperatură θ cu care trebuie ridicat nivelul termic al preîncălzitorului de aer și simultan scăzut nivelul termic al economizorului pentru a obține soluția economică,

$$\theta = \frac{Z\left(c_{sa}\frac{\partial F_a}{\partial t} - c_{sL}\frac{\partial F_L}{\partial t}\right) + c_e\, n\left(\frac{\partial M_a}{\partial t} - \frac{\partial M_L}{\partial t}\right)}{Z\left(c_{sa}\frac{\partial^2 F_a}{\partial t^2} + c_{sL}\frac{\partial^2 F_L}{\partial t^2}\right) + c_e\, n\left(\frac{\partial^2 M_a}{\partial t^2} + \frac{\partial^2 M_L}{\partial t^2}\right)}. \tag{22}$$

Trebuie remarcat că în cursul demonstrației nu s-a făcut nici o precizare asupra poziției inițiale a celor două suprafețe din punctul de vedere al nivelului termic. Rezultă din aceasta posibilitatea că, pentru a obține soluția cu o eroare cît de mică dorită, să se facă un calcul a lui θ prin aproximații succesive. Eroarea este funcție directă de mărimea lui θ, după cum rezultă dintr-un calcul al erorii formulei (12). În consecință, după determinarea lui θ dintr-un prim calcul, se poate repeta calculul pentru noul caz al suprafețelor deplasate și se va găsi un $\Delta\theta$ cu care trebuie corectat θ inițial. În cazul special cînd în cursul calculului erorile s-au compensat, se va găsi $\Delta\theta = 0$.

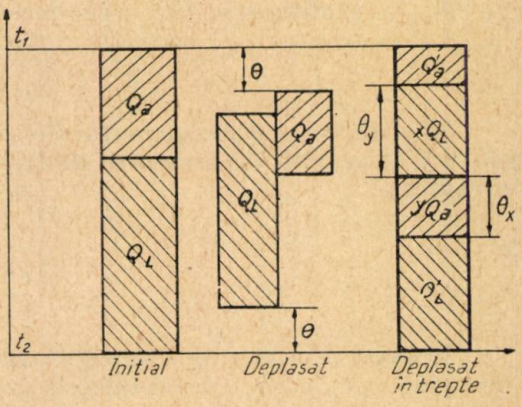


Fig. 5. — Deplasarea economizorului și preîncălzitorului cu $\theta°$.

★

Practic, nu întreg preîncălzitorul, respectiv economizorul, se mută la un nivel cu $\theta°$ diferit față de cel inițial (de fapt nici nu s-ar putea, deoarece suprafețele s-ar suprapune), ci numai o parte din ele (fig. 5).

Mutînd numai o parte a suprafeței, trebuie calculată deplasarea acesteia echivalentă cu deplasarea θ a întregii suprafețe.

Dacă se notează cu x partea din suprafață ce se deplasează, se pot face următoarele transformări plecînd de la formula de calcul a suprafeței preîncălzitorului

$$F_L = \frac{Q_L}{K\,(\Delta t_m + \theta)} = \frac{(1-x)\,Q_L}{K\,\Delta t_{m1}} + \frac{x\,Q_L}{K(\Delta t_{m2} + \theta_x)}, \tag{23}$$

de unde

$$\theta_x = \frac{x\,\Delta t_{m1}}{\dfrac{\Delta t_{m1}}{\Delta t_m + \theta} + x - 1} - \Delta t_{m2}, \tag{24}$$

unde

Δt_{m1} = diferența medie de temperaturi pentru treapta ce nu se deplasează,

Δt_{m2} = diferența medie de temperaturi pentru treapta ce se deplasează,

θ_x = intervalul de temperatură cu care se deplasează treapta a doua.

Rezultă deci posibilitatea ca, fiind cunoscută deplasarea $\theta°$ a suprafețelor, să se efectueze cu același efect economic o deplasare a părții xQ_L

din suprafață cu un interval de temperatură θ_x. Deplasarea părții y a suprafeței economizorului rezultă din ecuația de bilanț

$$y\,Q_a = V_g\,C_p\,\theta_x, \tag{25}$$

unde

Q_a = căldura preluată de întreaga suprafață (kcal/h),
V_g = cantitatea de gaze de ardere (Nm^3/h),
C_p = căldura specifică a gazelor de ardere (kcal/Nm^3 °C) și rezultă

$$y = \frac{V_g\,C_p\,\theta_x}{Q_a}. \tag{26}$$

Această parte y a economizorului se va muta cu un interval de temperatură ce rezultă de asemenea dintr-o condiție de bilanț a cantităților de căldură

$$xQ_L = V_g\,C_p\,\theta_y,$$

de unde

$$\theta_y = \frac{x\,Q_L}{V_g\,C_p}.$$

Ecuația prin care se face echivalarea suprafeții optime de preîncălzitor plus economizor cu suprafețele treptelor respective determinate de parametrul x este

$$(F_L + F_a)_{optim} = \frac{(1-x)\,Q_L}{K_L\,\Delta t_{m1L}} + \frac{x\,Q_L}{K_L\,(\Delta t_{m2L} + \theta_x)} + \frac{(1-y)\,Q_a}{K_a\,\Delta t_{m1a}} + \frac{y\,Q_a}{K_a(\Delta t_{m2a} - \theta_y)}.$$

Cum determinarea valorii parametrului x din această ecuație este greu de făcut, se recomandă rezolvarea grafică a ecuației dînd diferite valori lui x și determinînd valoarea pentru care

$$F_L + F_a = (F_L + F_a)_{optim}.$$

În rezumat, se calculează intervalul θ cu care trebuie deplasate teoretic suprafețele economizorului și preîncălzitorului de aer din formula (16). Se determină prin calcul partea x din preîncălzitor, reprezentînd de obicei un pachet, ce va fi deplasată și se deplasează cu intervalul θ_x °C. În locul rămas liber între cele două trepte de preîncălzitor va intra o treaptă de economizor reprezentînd partea y din suprafața întreagă (formula (26)). Deplasarea acestei trepte va fi θ_y °C.

În cazul cînd deplasarea economică θ nu poate fi realizată practic, θ rezultînd prea mare din formula (22), se va face deplasarea maximă posibilă astfel ca să se asigure la limită stabilitatea necesară a parametrilor apei la ieșire din economizor, pentru variațiile de sarcină ale cazanului impuse prin tema de proiectare.

II

Analiza derivatelor parțiale $\frac{\partial K}{\partial t}, \frac{\partial h_\lambda}{\partial t}$ *și* $\frac{\partial h_\xi}{\partial t}$ *pentru cazurile uzuale de suprafețe.* Pentru calcularea intervalului θ din formula (22), este necesară

cunoașterea derivatelor parțiale de ordinul întîi și doi ale suprafeței F în raport cu variația temperaturii din formulele (3) și (17) și aceleași derivate ale puterii M din formulele (9) și (20). În toate aceste formule intră unele constante ale cazanului (D și η), caracteristicile suprafețelor calculate pentru poziția inițială nedeplasată (F, K, Δt_m și h_λ) și trei derivate parțiale $\frac{\partial K}{\partial t}$, $\frac{\partial h_\lambda}{\partial t}$ și $\frac{\partial h_\xi}{\partial t}$. Determinînd relațiile de calcul pentru diverse cazuri de suprafețe ale acestor derivate, aplicarea metodei de calcul propusă pentru treptele de economizor și preîncălzitor de aer nu mai prezintă nici o dificultate. Relațiile pentru aceste derivate sînt date în continuare pentru cazurile uzuale de suprafețe auxiliare.

Ipoteza de calcul ce va fi folosită în acest scop este că produsul $w\gamma$ rămîne constant oricare ar fi poziția relativă a suprafeței. Această condiție, avînd în vedere relația

$$w\gamma = \frac{G}{f_1},$$

unde

w = viteza gazelor în suprafață (m/s),
γ = greutatea specifică a gazelor (kg/m³),
f_1 = suprafața liberă pentru circulația gazelor (m²),
G = debitul de gaze de ardere (kg/s),

implică păstrarea neschimbată a formei suprafeței în secțiunea canalului de gaze.

De altfel, această condiție este recomandabilă și din punct de vedere constructiv, deoarece pachetele de economizor, respectiv preîncălzitor de aer, vor avea aceleași dimensiuni de fabricație.

1. *Economizor din fascicul de țevi lise, așezate în linie, perpendicular pe direcția gazelor*

Formula de calcul a transmisiei de căldură este

$$Nu = 0{,}157\ (1 + 0{,}1\,\sigma_1)\,\mathrm{Re}^{0{,}65}\,\mathrm{Pr}^{0{,}4} \tag{27}$$

sau dezvoltat

$$\alpha = 0{,}157\frac{\lambda}{d}(1 + 0{,}1\,\sigma_1)\left(\frac{wd}{\nu}\right)^{0{,}65}\left(\frac{\nu}{a}\right)^{0{,}4} = A\,(1 + 0{,}1\,\sigma_1)\frac{(w\gamma)^{0{,}65}}{d^{0{,}35}}, \tag{28}$$

unde

α = coeficientul de transmisie a căldurii de la gaze la țevi kcal/m²h°C),
σ_1 = pasul relativ $\frac{s_1}{d}$ al fasciculului perpendicular pe direcția gazelor,
σ_2 = pasul relativ $\frac{s_2}{d}$ al fasciculului pe direcția gazelor,
d = diametrul țevii (m),
A = o funcție $A = f(t)$.

Pentru funcția A, cu o eroare $\varepsilon < 0{,}5\%$ se poate scrie ecuația

$$A = 0{,}0337\ t + 39{,}46. \tag{29}$$

Cu această valoare se obține, avînd în vedere că pentru economizor $K \simeq \alpha$,

$$\frac{\partial K}{\partial t} = \frac{\partial \alpha}{\partial t} = 3{,}37 \cdot 10^{-2} (1 + 0{,}1\,\sigma_1) \frac{(w\gamma)^{0{,}65}}{d^{0{,}35}}. \tag{30}$$

Pierderile de presiune sînt pentru acest caz

$$\Delta p = 0{,}0163\, n \frac{\sigma_2}{\sigma_1^{1{,}5}} w^2 \gamma, \tag{31}$$

unde n = numărul de rînduri de țevi în direcția curgerii gazelor.
Rezultă

$$h_\lambda = 0{,}0163 \frac{n}{F} \cdot \frac{\sigma_2}{\sigma_1^{1{,}5}} (w\gamma)\, w \tag{32}$$

și derivata parțială, ținînd seama că

$$w_t = w_0 \frac{t + 273}{273} \qquad \text{deci} \qquad \frac{\partial w}{\partial t} = \frac{w_0}{273},$$

unde

w_0 = viteza normală a gazelor (la 0°), este

$$\frac{\partial h_\lambda}{\partial t} = 0{,}597 \cdot 10^{-4} \left(\frac{n}{F}\right) \frac{\sigma_2}{\sigma_1^{1{,}5}} (w\gamma)\, w_0. \tag{33}$$

Deoarece în formula (31) sînt incluse și pierderile locale de schimbare a secțiunii la intrare și ieșire din fascicul,

$$h_\xi = 0 \qquad \text{și} \qquad \frac{\partial h_\xi}{\partial t} = 0. \tag{34}$$

2. *Economizor din fascicul de țevi lise, așezate decalat perpendicular pe direcția gazelor*

Formula de calcul a transmisiei de căldură este

$$Nu = 0{,}290\ (1 + 0{,}1\,\sigma_1)\ \mathrm{Re}^{0{,}6}\ \mathrm{Pr}^{0{,}4} \tag{35}$$

sau dezvoltat

$$\alpha = 0{,}290 \frac{\lambda}{d} (1 + 0{,}1\,\sigma_1) \left(\frac{wd}{\nu}\right)^{0{,}6} \left(\frac{\nu}{a}\right)^{0{,}4} = B\,(1 + 0{,}1\,\sigma_1) \frac{(w\gamma)^{0{,}6}}{d^{0{,}4}}, \tag{36}$$

unde B = o funcție $B = f(t)$.

Pentru funcția B, cu o eroare $\varepsilon < 0{,}5\%$, se poate scrie ecuația

$$B = 0{,}0405\,t + 42{,}1. \tag{37}$$

Cu această valoare se obține, avînd în vedere că pentru economizor $K \simeq \alpha$,

$$\frac{\partial K}{\partial t} = \frac{\partial \alpha}{\partial t} = 4{,}05 \cdot 10^{-2}\,(1 + 0{,}1\,\sigma_1)\,\frac{(w\gamma)^{0{,}6}}{d^{0{,}4}}\cdot \tag{38}$$

Pierderile de presiune sînt pentru acest caz

$$\Delta p = 0{,}0204\,n\,\frac{1}{\sqrt[3]{\sigma_1 - 1}}\,w^2\gamma. \tag{39}$$

Rezultă

$$h_\lambda = 0{,}0204\,\frac{n}{F}\cdot\frac{1}{\sqrt[3]{\sigma_1 - 1}}\,(w\gamma)\,w \tag{40}$$

și derivata parțială este

$$\frac{\partial h_\lambda}{\partial t} = 0{,}747 \cdot 10^{-4}\left(\frac{n}{F}\right)\frac{1}{\sqrt[3]{\sigma_1 - 1}}\,(w\gamma)\,w_0. \tag{41}$$

Deoarece în formula (39) sînt incluse și pierderile locale datorită schimbării de secțiune la intrare și ieșire din fascicul,

$$h_\xi = 0 \text{ și } \frac{\partial h_\xi}{\partial t} = 0. \tag{42}$$

3. *Economizoare din țevi cu nervuri*

Pentru țevile de diametru 76/60, cu latura nervurii de 146 mm și pasul nervurii 25 mm se poate stabili ecuația de schimb de căldură

$$\alpha = 10{,}2\ C\ (w\gamma)^{0{,}6}, \tag{43}$$

unde

$$C = \text{o funcție } C = f(t).$$

Ecuația funcției C este în limitele uzuale de temperaturi

$$C = 0{,}001\,t + 0{,}7 \tag{44}$$

Cu această valoare se obține, avînd în vedere că pentru economizor $K \simeq \alpha$,

$$\frac{\partial K}{\partial t} = \frac{\partial \alpha}{\partial t} = 1{,}02 \cdot 10^{-2}\,(w\gamma)^{0{,}6}. \tag{45}$$

Pentru alte dimensiuni de țevi nervurate se va stabili, pe baza diagramelor respective $\alpha = f(w, t)$ date, ecuația $\alpha = f(w, (w\gamma), C)$ și ecuația $C = f(t)$ și se va obține prin derivare relația pentru derivata parțială $\frac{\partial k}{\partial t}$.

Pierderile de presiune pentru cazul general al țevilor nervurate sînt :

a) Pentru țevi plasate fără distanță între ele

$$\Delta p = 0{,}165\, n \left(\frac{h}{d}\right)^{0,3} \left(\frac{t}{d}\right)^{-0,58} \frac{w^2\gamma}{2g}, \tag{46}$$

unde

h = h_0 pentru nervuri rotunde,
h = $1{,}13\ h_0 + 0{,}065\ d$ pentru nervuri pătrate,
h_0 = înălțimea nervurii de la exteriorul țevii pînă la extremitatea ei (m),
d = diametrul exterior al țevii (m),
t = pasul nervurării (m),
n = numărul de țevi în adîncime.

Rezultă

$$h_\lambda = 0{,}0084 \frac{n}{F} \left(\frac{h}{d}\right)^{0,3} \left(\frac{t}{d}\right)^{-0,58} (w\gamma)\, w \tag{47}$$

și derivata

$$\frac{\partial h_\lambda}{\partial t} = 0{,}308 \cdot 10^{-4} \left(\frac{n}{F}\right) \left(\frac{h}{d}\right)^{0,3} \left(\frac{t}{d}\right)^{-0,58} (w\gamma)\, w_0. \tag{48}$$

b) Pentru țevi plasate cu distanță între ele

$$\Delta p = 0{,}19\, n \left(\frac{h}{d}\right)^{0,5} \left(\frac{t}{d}\right)^{-0,58} \frac{w^2\gamma}{2g}. \tag{49}$$

Rezultă

$$h_\lambda = 0{,}00968 \frac{n}{F} \left(\frac{h}{d}\right)^{0,5} \left(\frac{t}{d}\right)^{-0,58} (w\gamma)\, w \tag{50}$$

și derivata

$$\frac{\partial h_\lambda}{\partial t} = 0{,}355 \cdot 10^{-4} \frac{n}{F} \left(\frac{h}{d}\right)^{0,5} \left(\frac{t}{d}\right)^{-0,58} (w\gamma)\, w_0 \tag{51}$$

Deoarece pierderile prin rezistențe locale sînt incluse în formula (46) și (49),

$$h_\xi = 0 \quad \text{și} \quad \frac{\partial h_\xi}{\partial t} = 0. \tag{52}$$

4. *Preîncălzitor de aer din fascicul de țevi lise scăldate longitudinal, sau canale de tablă*

Formula de calcul a transmisiei de căldură este

$$Nu = 100\left(\frac{\mathrm{Re}}{30\,000}\right)^{0,8}\mathrm{Pr}^{0,35} \tag{53}$$

sau dezvoltat

$$\alpha_1 = 0{,}0263\,\frac{\lambda}{d_{ech}}\left(\frac{wd_{ec}}{\nu}\right)^{0,8}\left(\frac{\nu}{a}\right)^{0,35} = E\,\frac{(w\gamma)^{0,8}}{d_{ech}^{0,2}} \tag{54}$$

unde

E = o funcție $E = f(t)$,
d_{ech} = diametrul echivalent al secțiunii de curgere a gazelor (m).
Pentru funcția E, cu o eroare $\varepsilon < 1\%$, se poate scrie ecuația

$$E = 0{,}00295\,t + 3{,}26. \tag{55}$$

Cu această valoare se obține

$$\frac{\partial\alpha_1}{\partial t} = 0{,}295\cdot 10^{-2}\,\frac{(w\gamma)^{0,8}}{d_{ech}^{0,2}}\cdot \tag{56}$$

Pentru coeficientul global de transmitere a căldurii K se scrie relația

$$K = \frac{\alpha_1\,\alpha_2}{\alpha_1 + \alpha_2}, \tag{57}$$

unde

α_1 = coeficientul de convecție de la gazele de ardere la exteriorul suprafeței,
α_2 = coeficientul de convecție de la aer la partea internă a suprafeței.
Prin derivare se obține

$$\frac{\partial K}{\partial t} = \frac{\partial K}{\partial\alpha_1}\cdot\frac{\partial\alpha_1}{\partial t} = \frac{(\alpha_1+\alpha_2)\,\alpha_2 - \alpha_1\alpha_2}{(\alpha_1+\alpha_2)^2}\cdot\frac{\partial\alpha_1}{\partial t},\quad \frac{\partial K}{\partial t} = \left(\frac{\alpha_2}{\alpha_1+\alpha_2}\right)^2\frac{\partial\alpha}{\partial t}\cdot \tag{58}$$

Utilizînd formula (56) rezultă

$$\frac{\partial K}{\partial t} = 0{,}295\cdot 10^{-2}\left(\frac{\alpha_2}{\alpha_1+\alpha_2}\right)^2\frac{(w\gamma)^{0,8}}{d_{ech}^{0,2}}\cdot \tag{59}$$

Pentru acest caz, trebuie justificată neglijarea lui $\frac{\partial^2 K}{\partial t^2}$ în formula (15).
Prin dezvoltare se obține

$$\frac{\partial^2 K}{\partial t^2} = \frac{\partial^2 K}{\partial\alpha_1^2}\left(\frac{\partial\alpha_1}{\partial t}\right)^2 + \frac{\partial K}{\partial\alpha_1}\cdot\frac{\partial^2\alpha_1}{\partial t^2}\cdot$$

Deoarece $\frac{\partial^2 \alpha_1}{\partial t^2} = 0$, se obține

$$\frac{\partial^2 K}{\partial t^2} = \frac{\partial^2 K}{\partial \alpha_1^2}\left(\frac{\partial \alpha_1}{\partial t}\right)^2.$$

Pentru

$$\frac{\partial^2 K}{\partial \alpha_1^2} = -2\frac{1}{\alpha_1 + \alpha_2}\left(\frac{\alpha_2}{\alpha_1 + \alpha_2}\right)^2,$$

se obține

$$\frac{\partial^2 K}{\partial t^2} = -2\frac{\alpha_1 + \alpha_2}{\alpha_2^2}\left(\frac{\partial K}{\partial t}\right)^2.$$

Pentru valori uzuale ale coeficienților $\frac{\partial K}{\partial t}\left(\frac{\partial K}{\partial t} \approx 0{,}01 \frac{\text{kcal}}{m^2 h\,°C^2}\right)$, eroarea ce se face neglijînd termenul $\frac{\partial^2 K}{\partial t^2}$ este de $\approx 0{,}2\,\%$ din valoarea $\frac{\partial K}{\partial t}$, ceea ce în formula de determinare a variației suprafeții dă o eroare neglijabilă.

În cazul cînd pentru o precizie mai ridicată a calculelor nu este totuși de dorit omiterea termenului conținînd pe $\frac{\partial^2 K}{\partial t^2}$, se va utiliza în locul formulei (17) formula (17′).

Pierderile de presiune sînt pentru acest caz

$$\Delta p = 0{,}0013 \frac{(w\gamma)^{0{,}852}}{d_{ech}^{1{,}269}} wL + (\xi_i + \xi_e)\frac{w^2\gamma}{2g} \qquad \text{mm C. A.,} \tag{60}$$

unde

L = lungimea suprafeței parcursă (m),

$\xi_i = -0{,}5\frac{f_1}{f_0} + 0{,}53$ = coeficientul local de rezistență la intrarea în suprafață,

f_1 = suprafața liberă pentru trecerea gazelor prin suprafața de schimb (m^2),

f_0 = suprafața canalului de gaze a cazanului (m^2),

$\xi_e = \left(1 - \frac{f_1}{f_0}\right)^2$ = coeficientul local de rezistență la ieșirea din suprafață.

Rezultă

$$h_\lambda = 0{,}0013 \frac{(w\gamma)^{0{,}852}}{d_{ech}^{1{,}269}} \cdot \frac{L}{F} w \tag{61}$$

și

$$h_\xi = \left[\left(0{,}226\frac{f_1}{f_0}\right)^2 - 0{,}127\frac{f_1}{f_0} + 0{,}078\right]\frac{w\gamma}{2g} w \tag{62}$$

și derivatele parțiale respective

$$\frac{\partial h_\lambda}{\partial t} = 4{,}75 \cdot 10^{-6} \left(\frac{L}{F}\right) \frac{(w\gamma)^{0{,}852}}{d_{ech}^{1{,}269}} w_0 \tag{63}$$

și

$$\frac{\partial h_\xi}{\partial t} = \left[\left(13{,}7\,\frac{f_1}{f_0}\right)^2 - 4{,}65\,\frac{f_1}{f_0} + 2{,}86\right] 10^{-4}\,(w\gamma)\,w_0 \cdot \tag{64}$$

РАСЧЕТ ОПТИМАЛЬНОГО РЕШЕНИЯ РАЗМЕЩЕНИЯ ВСПОМОГАТЕЛЬНЫХ ПОВЕРХНОСТЕЙ ПАРОВЫХ КОТЛОВ

КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ

Правильное определение с точки зрения оптимального конструктивного решения ступеней экономайзера и воздухоподогревателя, в частности у больших паровых коглов, где эти поверхности сильно развиты, приводит к значительному снижению капитальных затрат и эксплуатационных изд(ржек.

По сравнению с решением, предусматривающим размещение расположения всего подогревателя после экономайзера, оптимальным размещением является для воздухоподогревателя — на уровне более высокой (на θ°) температуры, а для экономайзера — на уровне более низкой (соответственно на θ°) температуры.

Интервал θ° дается соотношением (22)

$$\theta = \frac{Z\left(c_{sa}\,\frac{\partial F_a}{\partial t} - c_{sL}\,\frac{\partial F_L}{\partial t}\right) + c_e n \left(\frac{\partial M_a}{\partial t} - \frac{\partial M_L}{\partial t}\right)}{Z\left(c_{sa}\,\frac{\partial^2 F_a}{\partial t^2} + c_{sL}\,\frac{\partial^2 F_L}{\partial t^2}\right) + c_e n \left(\frac{\partial^2 M_a}{\partial t^2} + \frac{\partial^2 M_L}{\partial t^2}\right)}.$$

Вследствие того, что лишь часть x воздухоподогревателя, составляющего ступень (соответственно пучок труб), переносится на более высокий уровень, оптимальным интервалом перемещения ступени будет θ_x. Для присоединяемого экономайзера рассчитывается часть y и соответствующее перемещение θ_y.

Во втором разделе работы даются выражения, используемые в различных случаях практических конструктивных решений поверхностей экономайзера и воздухоподогревателя.

ОБЪЯСНЕНИЕ РИСУНКОВ

Рис. 1. — Размещение поверхности теплообмена.
Рис. 2. — Схема теплообмена.
Рис. 3. — Погрешность функции K.
Рис. 4. — Погрешность функции $\frac{\partial^2 K}{\partial t^2}$.
Рис. 5. — Перемещение экономайзера и воздухоподогревателя на θ°.

CALCUL DE LA SOLUTION POUR L'EMPLACEMENT OPTIMUM DES SURFACES AUXILIAIRES DES CHAUDIÈRES À VAPEUR

RÉSUMÉ

La détermination correcte de la solution optimum pour les échelons d'économiseur et de réchauffeur, surtout dans le cas des grandes chaudières où ces surfaces sont très développées, conduit à une importante réduction des frais d'investissement et d'exploitation.

Par rapport à l'emplacement du réchauffeur tout entier, selon la surface de l'économiseur, la solution de l'emplacement optimum du réchauffeur d'air se trouve à un niveau de température plus élevé de θ °C, et celui de l'économiseur à un niveau de θ °C plus bas.

L'intervalle θ °C est fourni par la relation (22)

$$\theta = \frac{Z\left(c_{sa}\frac{\partial F_a}{\partial t} - c_{sL}\frac{\partial F_L}{\partial t}\right) + c_e n\left(\frac{\partial M_a}{\partial t} - \frac{\partial M_L}{\partial t}\right)}{Z\left(c_{sa}\frac{\partial^2 F_a}{\partial t^2} + c_{sL}\frac{\partial^2 F_L}{\partial t^2}\right) + c_e n\left(\frac{\partial^2 M_a}{\partial t^2} + \frac{\partial^2 M_L}{\partial t^2}\right)}$$

En tenant compte qu'une fraction x seulement du réchauffeur, constituant un échelon (respectivement un paquet) se déplace à un niveau de température plus élevé, l'intervalle optimum de déplacement de l'échelon sera θ_x. Quant à l'échelon de l'économiseur, intercalé, on calcule la fraction y et le déplacement respectif θ_y.

Dans le seconde partie du travail, on trouve les relations utilisées dans les calculs pratiques concernant les divers cas de construction d'économiseurs et de réchauffeurs d'air.

EXPLICATION DES FIGURES

Fig. 1. — Emplacement de la surface d'échange.
Fig. 2. — Schéma de l'échange de chaleur.
Fig. 3. — Erreur sur la fonction K.
Fig. 4. — Erreur sur la fonction $\frac{\partial^2 K}{\partial t^2}$.
Fig. 5. — Déplacement de l'économiseur et du réchauffeur de θ°.

BIBLIOGRAFIE

1. — *Нормы теплового расчета котельного агрегата*, Госэнергоиздат, Москва, 1952.
2. — *Тепловой расчет котельных агрегат нормативных метод*, Госэнергоиздат, Москва, 1957.
3. M. A. MIHEEV, *Bazele transmiterii căldurii*, Ed. tehnică, Bucureşti, 1953.
4. — *Norme de calcul al traseului de gaze la cazane de abur*, Ed. tehnică, Bucureşti, 1951.
5. F. MUNZINGER, *Dampfkraft*, J. Springer, Berlin, 1949.
6. A. GHELTMAN, *Cazane cu abur şi anexe*, Ed. tehnică, Bucureşti, 1952.

POSIBILITATEA MĂRIRII RAPORTULUI DE COMPRIMARE LA COMPRESORUL CU JET DE GAZ METAN*)

DE

C. A. VASILESCU şi V. PIMSNER

Compresoarele cu jet de gaz metan au căpătat o largă aplicare în tehnică, folosindu-se intens în cîmpurile de gaze naturale. Raportul de comprimare uzual folosit la asemenea compresoare este $\frac{p_m}{p_i} = 1{,}4$, la un raport de destindere $\frac{p_s}{p_i} = 4$, obţinîndu-se coeficienţi de injecţie de circa $u = 0{,}6$. Pe măsură ce raportul de comprimare creşte, coeficientul de injecţie scade repede şi la rapoarte de comprimare de 1,6 ÷ 1,8 compresorul cu jet, practic, nu mai aspiră. Există însă cazuri în care se simte nevoia unei comprimări mai puternice ; în acest caz autorii propun să se folosească un compresor cu jet în mai multe trepte.

1. Compresorul cu jet în mai multe trepte (fig. 1) foloseşte gazul de presiune superioară p_s pentru a antrena gazul de presiune inferioară în

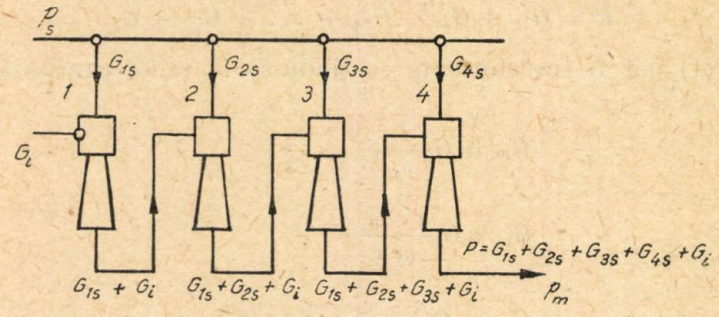


Fig. 1. — Schema compresorului cu jet în mai multe trepte.

*) Lucrare prezentată Institutului de energetică la data de 28 octombrie 1958.

fiecare treaptă. Gazul antrenat în fiecare treaptă este suma dintre gazul de presiune superioară şi gazul antrenat în treapta anterioară. În fiecare treaptă se realizează o fracţie din raportul total de comprimare. În principiu, deşi energia gazului de presiune superioară este utilizată mai slab faţă de situaţia destinderii dintr-o singură treaptă, deoarece destinderea gazului este mai mică în fiecare treaptă, totuşi coeficientul global de injecţie va trebui să fie mai mare, deoarece în fiecare treaptă coeficientul de injecţie este ridicat ca urmare a raportului mic de comprimare existent pe treaptă.

În realitate, datorită diferitelor forme de pierderi aerohidrodinamice pe fiecare treaptă, coeficientul global de injecţie este mai mic decît cel scontat. Cu notaţiile din figura 1, se pot scrie coeficienţii de injecţie pe fiecare treaptă :

$$u_1 = \frac{G_i}{G_{1s}},$$

$$u_2 = \frac{G_{1s} + G_i}{G_{2s}},$$

$$u_3 = \frac{G_{1s} + G_{2s} + G_i}{G_{3s}}, \tag{1}$$

$$\cdots\cdots\cdots\cdots$$

$$u_n = \frac{G_{1s} + G_{2s} + \ldots + G_{(n-1)s} + G_i}{G_{ns}};$$

coeficientul de injecţie global este

$$u = \frac{G_i}{G_{1s} + G_{2s} + G_{3s} + \ldots + G_{ns}} \tag{2}$$

şi producţia compresorului cu jet în mai multe trepte (adică cantitatea de gaz metan livrată)

$$P = G_{1s} + G_{2s} + G_{3s} + \ldots + G_{ns} + G_i. \tag{3}$$

Relaţiile (1) pot fi transformate scoţîndu-se în relief cantitatea de gaz activ

$$G_{1s} = G_i \frac{1}{u_1},$$

$$G_{2s} = G_i \frac{1 + u_1}{u_1 u_2}, \tag{1'}$$

$$G_{3s} = G_i \frac{1 + u_1 + u_2 + u_1 u_2}{u_1 u_2 u_3},$$

$$\cdots\cdots\cdots\cdots$$

sau se poate folosi o scriere simbolică

$$G_{1s} = G_i \frac{1}{C_1^1},$$

$$G_{2s} = G_i \frac{1 + C_1^1}{C_2^2},$$

$$G_{3s} = G_i \frac{1 + C_2^1 + C_2^2}{C_3^3}, \qquad (1'')$$

$$G_{4s} = G_i \frac{1 + C_3^1 + C_3^2 + C_3^3}{C_4^4},$$

$$\cdots \cdots \cdots \cdots$$

$$G_{ns} = G_i \frac{1 + C_{n-1}^1 + C_{n-1}^2 + \cdots + C_{n-1}^{n-1}}{C_n^n},$$

unde simbolul combinărilor înlocuieşte chiar grupele de produse ale coeficientului de injecţie pe treaptă. Cu relaţia (1'') se poate exprima coeficientul global de injecţie

$$u = \frac{1}{\frac{1}{C_1^1} + \frac{1 + C_1^1}{C_2^2} + \frac{1 + C_2^1 + C_2^2}{C_3^3} + \cdots + \frac{1 + C_{n-1}^1 + C_{n-1}^2 + \cdots + C_{n-1}^{n-1}}{C_n^n}} \qquad (2')$$

şi producţia compresorului cu jet

$$\frac{P}{G_i} = 1 + \frac{1}{C_1^1} + \frac{1 + C_1^1}{C_2^2} + \frac{1 + C_2^1 + C_2^2}{C_3^3} + \cdots + \frac{1 + C_{n-1}^1 + C_{n-1}^2 + \cdots + C_{n-1}^{n-1}}{C_n^n}. \qquad (3')$$

Problema de bază care se pune este să se determine astfel treptele compresorului cu jet încît să se obţină situaţia optimă.

Rezolvarea în cazul general este laborioasă şi neinteresantă din punct de vedere tehnic ; de aceea problema se particularizează în cazul unui compresor cu jet în două trepte.

2. Compresorul cu jet în două trepte (fig. 2) este alcătuit din două compresoare cu jet care lucrează astfel : Treapta *1* a compresorului cu jet primeşte cantitatea G_{1s} kg gaz de presiune superioară p_s şi cantitatea G_i kg gaz de presiune inferioară p_i ; amestecul de gaze este comprimat pînă la o presiune intermediară p_x. În treapta *2*, se primesc G_{2s} kg gaz de pre-

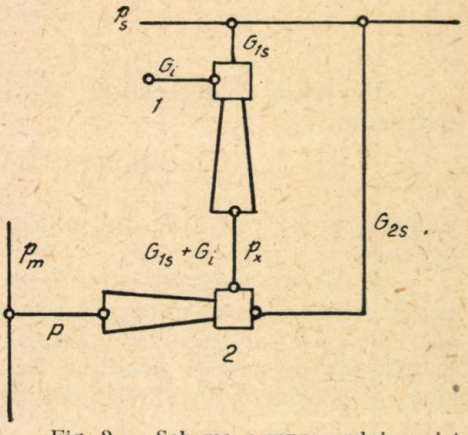


Fig. 2. — Schema compresorului cu jet în două trepte.

siune superioară la presiunea p_s şi $(G_{1s} + G_i)$ kg gaz de presiune inferioară la presiunea intermediară p_x. Amestecul de gaze este comprimat la presiunea medie p_m. Din descrierea făcută rezultă că gazul de presiune superioară antrenează gazul de presiune inferioară atît în treapta *1* cît şi în treapta *2*. Problema care se pune la un asemenea compresor cu jet este alegerea presiunii intermediare optime.

3. Se pune problema să se aleagă astfel presiunea intermediară p_x încît să se obţină un coeficient de injecţie global maxim. Se constată fizic că va exista un maximum, deoarece pentru valorile presiunii intermediare limită $p_x = p_i$ şi $p_x = p_m$, coeficientul de injecţie va avea o valoare foarte mică, probabil chiar va fi nul, în timp ce pentru valori intermediare ale lui p_x, el va avea o valoare bine precizată. Se calculează coeficientul de injecţie global.

Coeficientul de injecţie în treapta *1* este

$$u_1 = \frac{G_i}{G_{1s}} \tag{4}$$

iar coeficientul de injecţie în treapta *2*

$$u_2 = \frac{G_{1s} + G_i}{G_{2s}}. \tag{5}$$

Coeficientul general de injecţie este

$$u = \frac{G_i}{G_{1s} + G_{2s}}. \tag{6}$$

Dacă se scoate G_{1s} şi G_{2s} din relaţiile (4) şi (5) şi se introduce în relaţia (6), se obţine

$$u = \frac{u_1 u_2}{1 + u_1 + u_2}. \tag{7}$$

Pentru a se determina valoarea maximă a relaţiei (7), se anulează derivata

$$u_1 \, du_2 \, (1 + u_1) + u_2 \, du_1 \, (1 + u_2), \tag{8}$$

unde u_1 şi u_2 au valori fie experimentale, fie exprimate prin relaţii cunoscute.

4. Un alt element care trebuie luat în discuţie atunci cînd se cercetează exploatarea cîmpurilor de gaze naturale cu ajutorul compresoarelor cu jet de gaze, este menţinerea unei producţii P constante folosind maximum de gaz de presiune inferioară (adică minimum de gaz de presiune superioară). Producţia compresorului va fi

$$P = G_{1s} + G_{2s} + G_i. \tag{9}$$

Dacă în această relație se introduc valorile G_{1s} și G_{2s} deduse din ecuațiile (4) și (5), se obține

$$\frac{G_i}{P} = \frac{u_1 u_2}{1 + u_1 + u_2 + u_1 u_2}. \tag{10}$$

La o producție constantă, pentru ca debitul G_i de gaz antrenat să fie maxim, este necesar ca partea dreaptă a ecuației (10) să admită un maximum care se stabilește anulîndu-se derivata,

$$u_1 \, du_2 (1 + u_1) + u_2 \, du_1 (1 + u_2) = 0. \tag{11}$$

Comparîndu-se expresia (11) cu (8), rezultă că, fiind identice, admit aceeași soluție și, prin urmare, presiunea intermediară care asigură coeficientul de injecție maximum duce și la o valoare optimă a producției (în sensul că se antrenează maximul de debit de gaz de presiune inferioară).

5. Pentru determinarea presiunii intermediare p_x, se constată că pentru fiecare treaptă rapoartele în care apare presiunea intermediară pot fi exprimate în funcție de rapoartele generale de comprimare

$$\frac{p_m}{p_x} = \frac{p_m}{p_i} \cdot \frac{1}{\frac{p_x}{p_i}} \tag{12}$$

și de destindere

$$\frac{p_s}{p_x} = \frac{p_s}{p_i} \cdot \frac{1}{\frac{p_x}{p_i}}. \tag{13}$$

Rezolvarea analitică a expresiilor (7) și (10), în funcție de raportul $\frac{p_x}{p_i}$, unde coeficienții de injecție se calculează cu relațiile

$$u_1 = 0{,}75 \sqrt{\frac{1 - \left(\frac{p_i}{p_s}\right)^{\frac{\varkappa-1}{\varkappa}}}{1 - \left(\frac{p_i}{p_x}\right)^{\frac{\varkappa-1}{\varkappa}}}} - 1,$$

$$u_2 = 0{,}75 \sqrt{\frac{1 - \left(\frac{p_x}{p_s}\right)^{\frac{\varkappa-1}{\varkappa}}}{1 - \left(\frac{p_x}{p_m}\right)^{\frac{\varkappa-1}{\varkappa}}}} - 1, \tag{14}$$

este foarte grea ; de aceea se prezintă o serie de diagrame (fig. 3, 4, 5, 6 și 7) cu valorile calculate pentru rapoarte de destindere și de comprimare uzuale.

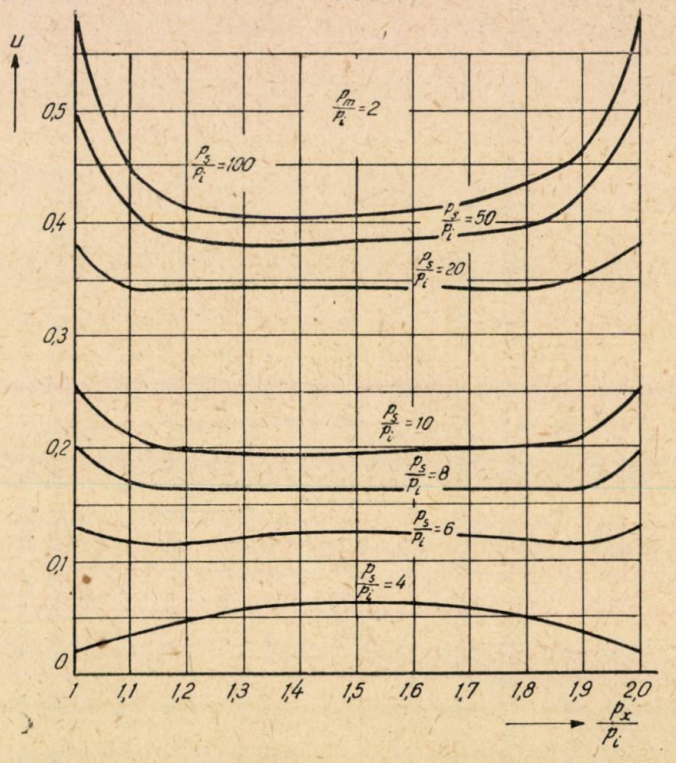


Fig. 3. — Valoarea coeficientului de injecție global u pentru compresorul cu jet în două trepte, în funcție de raportul intermediar de comprimare $\frac{p_x}{p_i}$, raportul de destindere $\frac{p_s}{p_i}$ ca parametru, pentru raportul general de comprimare $\frac{p_m}{p_i} = 2{,}5$.

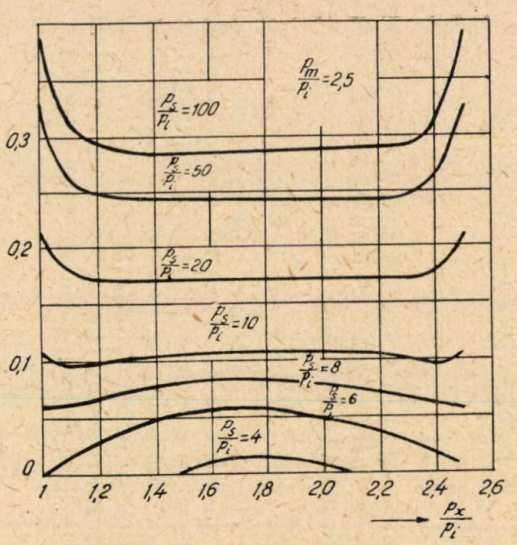


Fig. 4. — Valoarea coeficientului de injecție global u pentru compresorul cu jet în două trepte, în funcție de raportul intermediar de comprimare $\frac{p_x}{p_i}$, raportul de destindere $\frac{p_s}{p_i}$ ca parametru, pentru raportul general de comprimare $\frac{p_m}{p_i} = 2{,}5$.

Diagramele au fost calculate cu ajutorul formulelor (14). În diagrame s-a reprezentat raportul de presiuni $\frac{p_x}{p_i}$ corespunzător unei comprimări

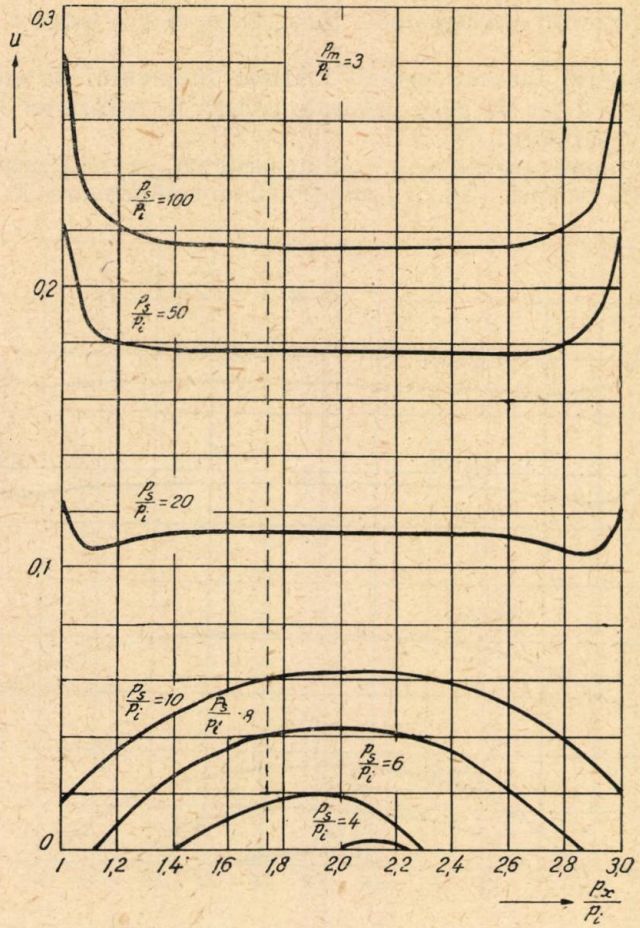


Fig. 5. — Valoarea coeficientului de injecție global u pentru compresorul cu jet în două trepte, în funcție de raportul intermediar de comprimare $\frac{p_x}{p_i}$, raportul de destindere $\frac{p_s}{p_i}$ ca parametru, pentru raportul general de comprimare $\frac{p_m}{p_i}=3$.

optime într-un compresor mecanic în două trepte. În acest caz

$$\frac{p_x}{p_i}=\frac{p_m}{p_x}=\frac{p_i}{p_x}\cdot\frac{p_m}{p_i},$$

adică

$$\frac{p_x}{p_i} = \sqrt{\frac{p_m}{p_i}}. \tag{15}$$

6. Din studiul şi diagramele prezentate, se pot trage o serie de concluzii :

6.1. Singura metodă pentru mărirea raportului de comprimare la un compresor cu jet de gaze naturale constă în realizarea a mai multor trepte de comprimare.

6.2. În domeniul în care compresorul cu jet mai poate comprima într-o singură treaptă (fig. 3), fracţionarea comprimării în două trepte

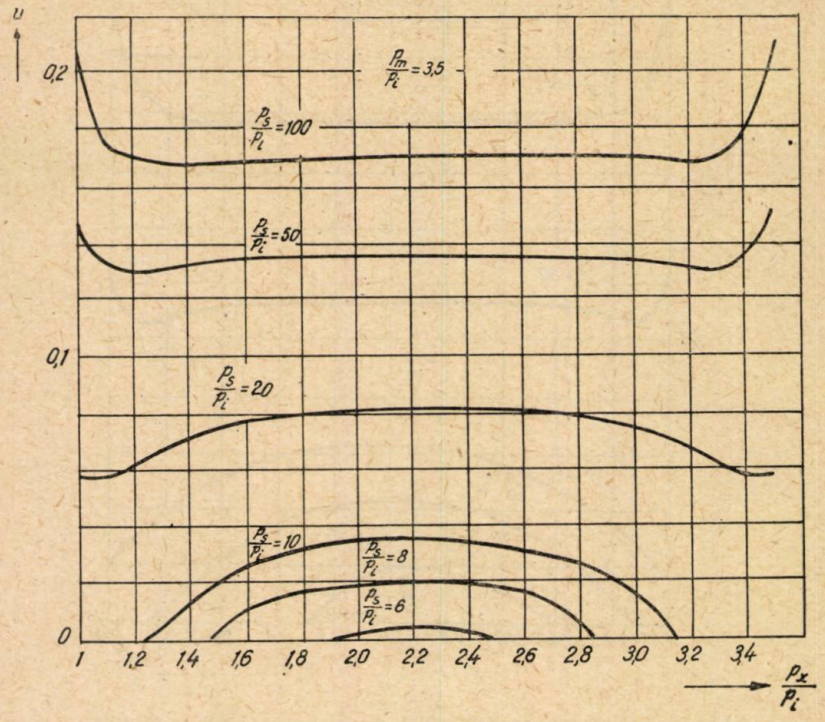


Fig. 6. — Valoarea coeficientului de injecţie global u pentru compresorul cu jet cu două trepte, în funcţie de raportul intermediar de comprimare $\frac{p_x}{p_i}$, raportul de destindere $\frac{p_s}{p_i}$ ca parametru, pentru raportul general de comprimare $\frac{p_m}{p_i} = 3,5$.

duce la micşorarea coeficientului de injecţie care se obţine maxim numai pentru compresorul într-o singură treaptă : $\frac{p_x}{p_i} = 1$ sau $\frac{p_x}{p_i} = 2$ pentru $\frac{p_m}{p_i} = 2$ $\left(\frac{p_s}{p_i} = 6,\ 8,\ 10,\ 20,\ 50,\ 100\right)$.

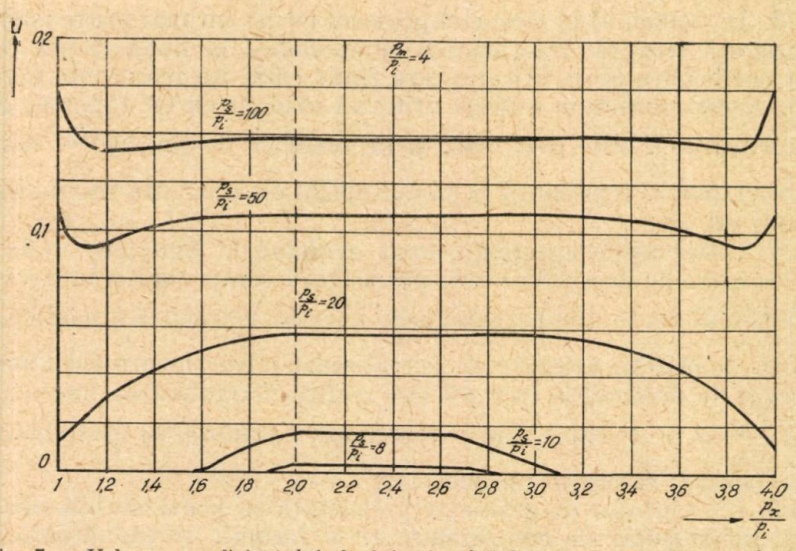


Fig. 7. — Valoarea coeficientului de injecție global u, pentru compresorul cu jet în două trepte, în funcție de raportul intermediar de comprimare $\frac{p_x}{p_i}$, raportul de destindere $\frac{p_s}{p_i}$ ca parametru, pentru raportul general de comprimare $\frac{p_m}{p_i}=4$.

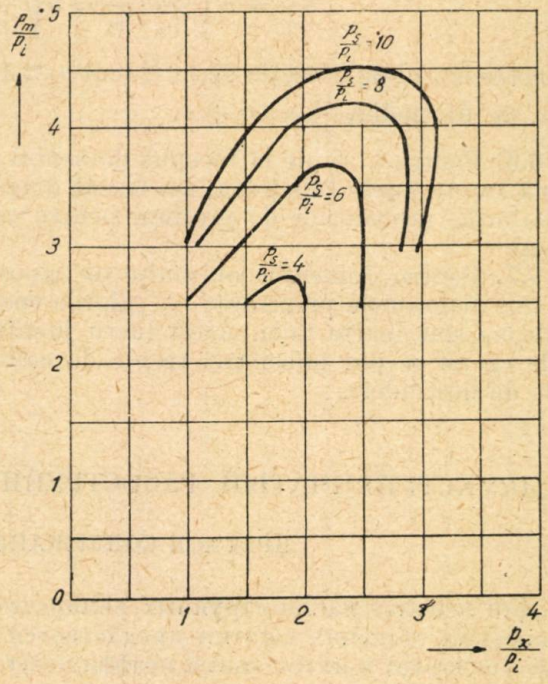


Fig. 8. — Valoarea raportului intermediar de comprimare $\frac{p_x}{p_i}$ pentru diferite rapoarte generale de comprimare $\frac{p_m}{p_i}$ și de destindere $\frac{p_s}{p_i}$ care duce la anularea coeficientului de injecție.

6.3. În domeniul în care compresorul cu jet nu mai poate comprima într-o singură treaptă, fracţionarea comprimării în două trepte duce la mărirea coeficientului de injecţie care tinde către un maximum (fig. 3, 4, 5, 6, 7). Acest maximum este cu atît mai evident cu cît raportul general de comprimare $\frac{p_m}{p_i}$ este mai mare şi raportul de destindere $\frac{p_s}{p_i}$ mai mic. Maximul respectiv reprezintă şi modul optim de a asigura producţia compresorului cu jet.

6.4. Observaţiile anterioare apar evidente în figura 6, unde se remarcă rapoarte de destindere care pot asigura comprimarea într-o singură treaptă $\left(\frac{p_s}{p_i} = 20 \div 100\right)$ şi care, prim urmare, manifestă o scădere a coeficientului de injecţie atunci cînd se realizează o fracţionare a comprimării, şi rapoarte de destindere care nu pot realiza comprimarea într-o singură treaptă $\left(\frac{p_s}{p_i} = 4 \div 10\right)$ şi care prezintă un maximum al coeficientului de injecţie pentru valoarea optimă.

6.5. Cu ajutorul diagramelor prezentate se poate stabili relaţia raportului intermediar de comprimare cu o formulă asemănătoare aceleia de la comprimarea mecanică în două trepte,

$$p_x = a\sqrt{p_m p_i},$$

sub forma

$$\frac{p_x}{p_i} = a\sqrt{\frac{p_m}{p_x}\cdot\frac{p_x}{p_i}} = a\sqrt{\frac{p_m}{p_i}}, \tag{16}$$

unde coeficientul de corecţie poate fi luat $a \approx 1{,}2$ pentru domeniul de rapoarte de destindere $\frac{p_s}{p_i} = 50 \div 4$.

6.6. Pentru a şti de la început domeniul în care compresorul cu jet în două trepte poate funcţiona, s-a trasat diagrama din figura 8, care indică valorile rapoartelor de presiuni pentru care coeficientul de injecţie este nul.

6.7. Pentru domeniile obişnuite de rapoarte de destindere, se constată din diagramele prezentate că valorile coeficienţilor de injecţie ce se pot obţine sînt foarte mici. Acest lucru justifică rezultatul obţinut prin calcule că nu se pot folosi trei trepte de comprimare pentru rapoartele uzuale de destindere.

ДВУХСТУПЕНЧАТЫЙ ГАЗОСТРУЙНЫЙ КОМПРЕССОР

КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ

Для использования струйных компрессоров для природного газа при высоких степенях сжатия предлагается двухступенчатое сжатие. Это обеспечивает максимальный коэффициент инжекции и оптимальную

работу, т. е. осуществление постоянного расхода сжатого газа с максимальным количеством увлекаемого газа низкого давления. Авторы отмечают трудность математического определения значения промежуточного давления, при котором осуществляется максимальный коэффициент инжекции и поэтому приводят ряд диаграмм (рис. 3—7), в которых вычислен общий коэффициент инжекции u в зависимости от промежуточной степени сжатия $\frac{p_x}{p_i}$ для различных степеней расширения $\frac{p_s}{p_i}$ и постоянной степени общего сжатия $\frac{p_m}{p_i}$.

Устанавливается, что в области, в которой струйный компрессор может еще работать на одной ступени, двухступенчатое сжатие является невыгодным, вследствие больших потерь, связанных с этим аппаратом. В области высоких степеней сжатия появляется оптимальная точка, позволяющая определить значение промежуточного давления p_x в зависимости от низкого давления p_i и среднего давления p_m

$$p_x = 1{,}2\sqrt{p_i\, p_m}.$$

ОБЪЯСНЕНИЕ РИСУНКОВ

Рис. 1. — Схема многоступенчатого струйного компрессора.

Рис. 2. — Схема двухступенчатого струйного компрессора.

Рис. 3. — Зависимость общего коэффициента инжектирования u для двухступенчатого струйного компрессора от промежуточной степени сжатия $\frac{p_x}{p_i}$ от степени расширения $\frac{p_s}{p_i}$ в качестве параметра при общей степени сжатия $\frac{p_m}{p_i} = 2$.

Рис. 4. — Зависимость общего коэффициента инжектирования u для двухступенчатого струйного компрессора от промежуточной степени сжатия $\frac{p_x}{p_i}$, степени расширения $\frac{p_s}{p_i}$ в качестве параметра при общей степени сжатия $\frac{p_m}{p_i} = 2{,}5$.

Рис. 5. — Зависимость общего коэффициента инжектирования u для двухступенчатого струйного компрессора от промежуточной степени сжатия $\frac{p_x}{p_i}$, степени расширения $\frac{p_s}{p_i}$ в качестве параметра при общей степени сжатия $\frac{p_m}{p_i} = 3$.

Рис. 6. — Зависимость общего коэффициента инжектирования u для двухступенчатого струйного компрессора от промежуточной степени сжатия $\frac{p_x}{p_i}$, степени расширения $\frac{p_s}{p_i}$ в качестве параметра при общей степени сжатия $\frac{p_m}{p_i} = 3$.

Рис. 7. — Зависимость общего коэффициента инжектирования u для двухступенчатого струйного компрессора от промежуточной степени сжатия $\frac{p_x}{p_i}$, степени расширения $\frac{p_s}{p_i}$ в качестве параметра при общей степени сжатия $\frac{p_m}{p_i} = 4$.

Рис. 8. — Зависимость промежуточной степени сжатия $\frac{p_x}{p_i}$ от различных общих степеней сжатия $\frac{p_m}{p_i}$ и расширения $\frac{p_s}{p_i}$, приводящая к аннулированию коэффициента инжектирования.

COMPRESSEUR À JET À DEUX ÉTAGES

RÉSUMÉ

Afin de pouvoir utiliser des rapports de compression plus grands dans le cas des compresseurs à jet de gaz méthane, on propose de recourir à la compression à deux étages. Ceci assure un coefficient d'injection maximum, ainsi qu'une production optimum, c'est-à-dire un débit fixe de gaz comprimé, avec un maximum de gaz, à basse pression, entraîné. Les auteurs constatent qu'il serait difficile de déterminer mathématiquement la valeur de la pression intermédiaire p_x correspondant au coefficient d'injection maximum, et donnent une série de diagrammes (fig. 3—7), dans lesquels est calculé le coefficient d'injection général u en fonction du rapport de compression intermédiaire $\frac{p_x}{p_i}$ pour divers rapports de détente $\frac{p_s}{p_i}$, ainsi qu'un rapport fixe de compression global $\frac{p_m}{p_i}$.

On constate que, dans le domaine où le compresseur à jet est capable d'assurer la compression en un seul étage, la compression en deux étages est onéreuse, par suite des pertes importantes dans ce dernier dispositif. Mais, par contre, dans le domaine des grands rapports de compression, on voit apparaître un point optimum, permettant de déterminer la valeur de la pression intermédiaire p_x en fonction de la pression inférieure p_i et de la pression moyenne p_m

$$p_x = 1{,}2\sqrt{p_i p_m}.$$

EXPLICATION DES FIGURES

Fig. 1. — Schéma du compresseur à jet à plusieurs étages.

Fig. 2. — Schéma du compresseur à jet à deux étages.

Fig. 3. — Valeur du coefficient d'injection global u du compresseur à jet à deux étages, en fonction du rapport de compression intermédiaire $\frac{p_x}{p_i}$, le rapport de détente $\frac{p_s}{p_i}$ étant le paramètre ; rapport général de compression $\frac{p_m}{p_i} = 2$.

Fig. 4. — Valeur du coefficient d'injection global u du compresseur à jet à deux étages, en fonction du rapport intermédiaire de compression $\frac{p_x}{p_i}$, le rapport de détente $\frac{p_s}{p_i}$ étant le paramètre ; rapport général de compression $\frac{p_m}{p_i} = 2{,}5$.

Fig. 5. — Valeur du coefficient d'injection global u du compresseur à jet à deux étages, en fonction du rapport de compression intermédiaire $\frac{p_x}{p_i}$, le rapport de détente $\frac{p_s}{p_i}$ étant le paramètre ; rapport général de compression $\frac{p_m}{p_i} = 3$.

Fig. 6. — Valeur du coefficient d'injection global u du compresseur à jet à deux étages, en fonction du rapport de compression intermédiaire $\frac{p_x}{p_i}$, le rapport de détente $\frac{p_s}{p_i}$ étant le paramètre ; rapport général de compression $\frac{p_m}{p_i} = 3{,}5$.

Fig. 7. — Valeur du coefficient d'injection global u du compresseur à jet à deux étages, en fonction du rapport de compression intermédiaire $\frac{p_x}{p_i}$, le rapport de détente $\frac{p_s}{p_i}$ étant le paramètre ; rapport général de compression $\frac{p_m}{p_i} = 4$.

Fig. 8. — Valeur du rapport de compression intermédiaire $\frac{p_x}{p_i}$ pour différents rapports généraux de compression $\frac{p_m}{p_i}$ et de détente $\frac{p_s}{p_i}$, qui annulent le coefficient d'injection.

CARACTERISTICILE TURBOREACTORULUI CU PRELEVARE DE AER*)

DE

V. PIMSNER şi C. A. VASILESCU

Prelevarea de aer din fluxul fluidului de lucru a unui turboreactor, practicată uneori pentru a efectua alimentarea cabinei cu aer comprimat sau pentru a mări eficacitatea organelor de hipersustentaţie prin ejectarea unui curent de aer pe suprafaţa acestora, nu depăşeşte 1—2% din debitul total de aer, pentru a nu influenţa defavorabil caracteristicile turboreactorului. Apar însă, situaţii în care este necesar un debit de aer mai mare, chiar şi în dauna forţei de tracţiune a turboreactorului, de aceea — în continuare — se va urmări determinarea caracteristicilor turboreactorului în funcţie de cantitatea de aer prelevată, în comparaţie cu caracteristicile aceluiaşi turboreactor, fără prelevare, la acelaşi regim de lucru.

Întrucît temperatura T_3^* a gazelor arse la ieşirea din camera de ardere nu poate fi depăşită, iar micşorarea acestei temperaturi influenţează defavorabil tracţiunea turboreactorului, rezultă că, chiar în cazul prelevării, se va menţine $T_3^* = \text{const}$. Cum, la o anumită turaţie a ansamblului compresor-turbină aerul primeşte aproximativ acelaşi lucru mecanic, rezultă că, indiferent de cantitatea de aer prelevată, temperatura T_2^* a aerului la ieşirea din compresor este practic constantă. Aceasta înseamnă că şi excesul de aer $\alpha = \text{const.}$, deci natura gazelor arse este independentă de cantitatea de aer prelevată.

Cu notaţiile din figura 1, se poate trasa în diagrama $I - S$ (fig. 2), evoluţia de destindere a fluidului în turbină şi ajutajul de reacţie, în comparaţie cu aceeaşi evoluţie, realizată fără prelevare. Cum turbina trebuie să antreneze în ambele cazuri compresorul, va trebui să se asigure egalitatea

$$G_g L_t = G_{g_1} L_{t_1}, \qquad (1)$$

*) Lucrare prezentată Institutului de energetică la data de 11 noiembrie 1958.

în care indicele 1 indică funcţionarea cu prelevare. Relaţia (1), pusă sub forma

$$\frac{1+\alpha\,\text{min}l}{\alpha\,\text{min}l}G_a\,L_t=\frac{1+\alpha\,\text{min}l}{\alpha\,\text{min}l}(G_a-G_x)\,L_{t_1},$$

permite determinarea lucrului mecanic al turbinei în cazul prelevării

$$L_{t_1}=\frac{1}{1-g_x}L_t, \tag{2}$$

unde $g_x=\frac{G_x}{G_a}$ reprezintă cantitatea de aer prelevată, raportată la un kg aer debitat de compresor. Diagrama entropică ilustrează cauza scăderii rapide a tracţiunii cu debitul de aer prelevat. Prelevarea micşorează presiunea p_3^* şi, în plus, impune mărirea lucrului mecanic specific al turbinei,

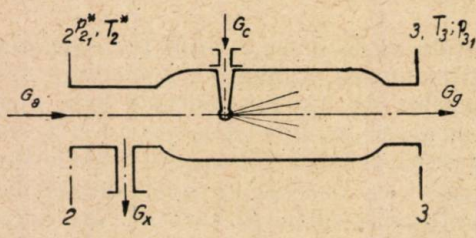


Fig. 1. — Schema camerei de ardere cu prelevare de aer.

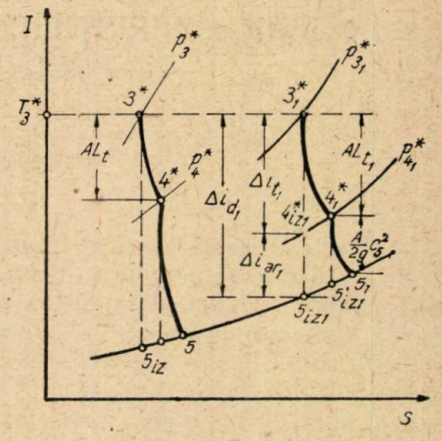


Fig. 2. — Diagrama entropică a evoluţiei de destindere în turboreactorul cu prelevare.

ceea ce duce la o rapidă scădere a presiunii şi deci a vitezei de ieşire a gazelor arse. În general, căderea de presiune în turbină este supracritică, şi, prin urmare, viteza fluidului la ieşirea din reţeaua de palete fixe a turbinei este cel puţin viteza sunetului. Or, cum rezultă din relaţia (2), prelevarea necesită mărirea căderii entalpice în turbină, din care cauză căderea critică de presiune în reţeaua de palete fixe va fi menţinută la toate regimurile. În acest caz, debitul care traversează turbina este dat de relaţia

$$G_g=S_{3'}\;\gamma_{3'}\;c_{3'}, \tag{3}$$

sau

$$G_g=S_{3'}\;\varphi_{pf}c_{3_{iz}}\gamma_{3_{iz}}\;\frac{T_{3_{iz}}}{T_{3'}},$$

în care φ_{pf} este coeficientul de pierderi prin frecări.

Pe baza relațiilor clasice se deduce

$$G_a = \varphi_{pf} \frac{T_{3'iz}}{T_{3'}} S_{3'} \left(\frac{2}{k'+1}\right)^{\frac{k'+1}{2(k'-1)}} \frac{\alpha \, minl \sqrt{g\,k'}}{1+\alpha \, minl} \cdot \frac{p_3^*}{\sqrt{R'\,T_3^*}}. \tag{4}$$

În cazul prelevării, în mod identic se obține

$$G_a - G_x = \varphi_{pf_1} \frac{T_{3'iz}}{T_{3'}} S_{3'} \left(\frac{2}{k'+1}\right)^{\frac{k'+1}{2(k'-1)}} \frac{\alpha \, minl \sqrt{gk'}}{1+\alpha \, minl} \cdot \frac{p_{3_1}^*}{\sqrt{R'\,T_{3_1}^*}}. \tag{5}$$

Prin împărțirea relațiilor (4) și (5) obținem, presupunînd coeficientul φ_{pf} de pierderi prin frecări în rețeaua de palete fixe independent de debitul de fluid,

$$1 - g_x = \frac{p_{3_1}^*}{p_3^*},$$

de unde

$$p_{3_1}^* = p_3^* (1 - g_x).$$

Cu ajutorul relațiilor stabilite se poate determina valoarea forței de tracțiune a turboreactorului. Relația generală

$$F = \frac{G_{g_1}}{g} c_{5_1} - \frac{G_a}{g} V + S_5 (p_5 - p_0)$$

în cazul destinderii complete și a avionului la punct fix, se reduce la

$$F \approx \frac{G_{g1}}{g} c_{5_1}$$

iar tracțiunea specifică

$$F_{sp} \approx \frac{c_{5_1}}{g}.$$

Viteza de ieșire a gazelor arse este dată de expresia

$$c_{5_1} = \varphi_{ar} c_{5iz_1} = \varphi_{ar} \frac{T_{4_1}^*}{T_{4iz_1}^*} c_{5iz_1} = \varphi_{ar} \frac{T_{4_1}^*}{T_{4iz_1}^*} \sqrt{\frac{2g}{\Delta}(\Delta i_d - \Delta i_t)},$$

care poate fi pusă sub forma

$$c_{5_1} = \varphi_{ar} \frac{T_{4_1}^*}{T_{4iz_1}^*} \sqrt{\frac{2g}{A}\left\{ i_3^* \left[1 - \left(\frac{p_0}{p_{3_1}^*}\right)^{\frac{k'-1}{k'}}\right] - \frac{AL_t}{\eta_u^*}\right\}} =$$

$$= \varphi_{ar} \frac{T_{4_1}^*}{T_{4iz_1}^*} \sqrt{2g} \sqrt{\frac{i_3^*}{A}\left[1 - \left(\frac{p_0}{p_3^*} \cdot \frac{p_3^*}{p_{3_1}^*}\right)^{\frac{k'-1}{k'}}\right] - \frac{L_t}{(1-g_x)\,\eta_u^*}}, \tag{6}$$

de unde obţinem

$$F_{sp_1} = 0{,}45\ \varphi_{ar}\frac{T^*_{4_1}}{T^*_{4_{iz_1}}}\sqrt{\frac{i^*_3}{A}\left\{1-\left[\frac{1}{\nu\pi^*_t(1-g_x)}\right]^{\frac{k'-1}{k'}}\right\}-\frac{L_t}{(1-g_x)\eta^*_u}} \tag{7}$$

iar forţa de tracţiune

$$F = 0{,}45\ \varphi_{ar}\frac{1+\alpha\ minl}{\alpha\ minl}\cdot\frac{T^*_{4_1}}{T^*_{4_{iz_1}}}(1-g_x)\times$$

$$\times G_a\sqrt{\frac{i^*_3}{A}\left\{1-\left[\frac{1}{\nu\pi^*_t(1-g_x)}\right]^{\frac{k'-1}{k'}}\right\}-\frac{L_t}{(1-g_x)\eta^*_u}}\ , \tag{8}$$

în care toate mărimile, cu excepţia lui g_x, se referă la ciclul de bază al motorului. Cum termenul $\varphi_{ar}\frac{1+\alpha\ minl}{\alpha\ minl}\cdot\frac{T^*_{4_1}}{T^*_{4_{iz_1}}}\approx 1$, expresia forţei de tracţiune poate fi scrisă astfel sub forma

$$F \approx 0{,}45\ (1-g_x)\ G_a\sqrt{\frac{i^*_3}{A}\left\{1-\left[\frac{1}{\nu\pi^*_t(1-g_x)}\right]^{\frac{k'-1}{k'}}\right\}-\frac{L_t}{(1-g_x)\eta^*_u}}\cdot \tag{8'}$$

De remarcat că valorile ciclului de bază trebuie introduse la acelaşi regim de lucru cu cel pentru care se determină forţa de tracţiune cu prelevare de aer. În figura 3 se prezintă variaţia forţei de tracţiune a turboreactorului ales, în funcţie de cantitatea de aer prelevată, pentru cazul funcţionării la punct fix. Debitul maxim de aer prelevat este limitat de condiţia $F = 0$, de unde se obţine

$$(1-g_{x_{max}})-\left(\frac{1}{\nu\pi^*_t}\right)^{\frac{k'-1}{k'}}(1-g_{x_{max}})^{\frac{1}{k'}}=\frac{AL_t}{i^*_3\,\eta^*_u}\cdot \tag{9}$$

Prelevarea de aer modifică parametrii de stare ai fluidului la ieşirea din camera de ardere, micşorînd în special presiunea $p^*_{4_1}$ a fluidului frînat la ieşirea din turbină. Micşorarea acestei presiuni poate duce — pentru un anumit debit de aer prelevat — la obţinerea unei viteze subsonice de ieşire a gazelor arse. Valoarea presiunii $p^*_{4_{1cr}}$ critică, legată de presiunea atmosferică prin relaţia

$$\frac{p^*_{4_{1cr}}}{p_0}=\left(\frac{k'+1}{2}\right)^{\frac{k'}{k'-1}}, \tag{10}$$

poate fi exprimată în funcție de mărimea lucrului mecanic,

$$\frac{p^*_{4_1}}{p_0} = \frac{p^*_{4_1}}{p^*_{3_1}} \cdot \frac{p^*_{3_1}}{p^*_3} \cdot \frac{p^*_3}{p_0} = \nu\pi^*_t(1 - g_x)\left[1 - \frac{AL_t}{i^*_3(1 - g_x)\eta^*_u}\right]^{\frac{k'}{k'-1}}. \tag{11}$$

Egalînd expresiile (10) și (11), obținem

$$\left(\frac{k'+1}{2}\right)^{\frac{k'}{k'-1}} = \nu\pi^*_t(1 - g_{x_{cr}})\left[1 - \frac{AL_t}{i^*_3\eta^*_u(1 - g_{x_{cr}})}\right]^{\frac{k'}{k'-1}}$$

sau

$$(1 - g_{x_{cr}})^{\frac{k'-1}{k'}} - \frac{1}{i^*_3\eta^*_u(1 - g_{x_{cr}})^{\frac{1}{k'}}} = \frac{1}{2\left(\nu\pi^*_t\right)^{\frac{k'+1}{k'}}}, \tag{12}$$

care permite determinarea debitului de aer prelevat la care viteza de ieșire a gazelor arse este viteza locală a sunetului, în ipoteza că inițial viteza a fost supersonică.

Această valoare a presiunii critice $p^*_{4_{1cr}}$ nu împarte numai viteza de ieșire a gazelor arse c_{5_1} în două domenii distincte, dar influențează diferit variația suprafeței de ieșire a ajutajului de reacție S_5. Determinarea legii de variație a suprafeței S_5 se obține din legea continuității aplicată secțiunilor S'_3 și S_5. Prin secțiunea S_5 trebuie să treacă același debit de gaze arse,

$$G_g = S_5\gamma_5 c_5 = S_5\varphi_{ar}c_{5'iz1}\gamma_{5iz1}\frac{T_{5_{iz1}}}{T_{5_1}};$$

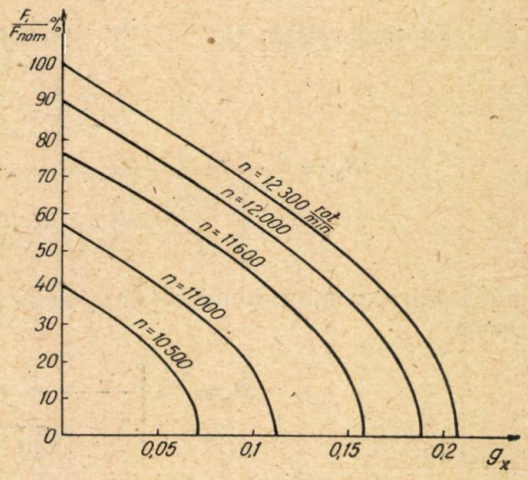


Fig. 3. — Variația forței de tracțiune a turboreactorului în funcție de cantitatea de aer prelevată și de turație.

cum

$$c_{5'_{iz1}} = \sqrt{\frac{2g}{A}\Delta i''_{ar}} = \sqrt{\frac{2g}{A}\Delta i_{ar}\frac{T^*_{4_{iz1}}}{T^*_{4_1}}} = c_{5_{iz1}}\sqrt{\frac{T^*_{4_{iz1}}}{T^*_{4_1}}},$$

putem scrie

$$G_g = \varphi_{ar}\frac{T_{5_{iz1}}}{T_{5_1}}\sqrt{\frac{T^*_{4_{iz1}}}{T^*_{4_1}}}S_5\gamma_{5'_{iz1}}c_{5_{iz1}};$$

deoarece

$$\gamma_{5iz_1} = \frac{p_0}{R' T_{5iz_1}} = \frac{p_0}{R' T_3^*} \left(\frac{p_{3_1}^*}{p_0} \right)^{\frac{k'-1}{k'}} = \frac{p_0}{R' T_3^*} \left[\nu \pi_t (1 - g_x) \right]^{\frac{k'-1}{k'}}$$

iar

$$c_{5iz} = \sqrt{\frac{2g}{A} \left\{ i_3^* \left[1 - \left(\frac{p_0}{p_{3_1}^*} \right)^{\frac{k'-1}{k'}} \right] - \frac{A L_{t_1}}{\eta_{iu}^*} \right\}};$$

expresia debitului de gaze arse, care traversează secţiunea de ieşire a ajutajului de reacţie, este

$$G_g = \varphi_{ar} \frac{T_{5iz1}}{T_{5_1}} \sqrt{\frac{T_{4iz}^*}{T_{4_1}^*}} S_5 \frac{p_0}{R' T_3^*} \left[\nu \pi_t^* (1 - g_x)^{\frac{k'-1}{k'}} \right] \sqrt{2g} \sqrt{\frac{i_3^*}{A}} \left\{ 1 - \right.$$

$$\left. - \left[\frac{1}{\nu \pi_t^* (1 - g_x)} \right]^{\frac{k'-1}{k'}} \right\} \frac{L_t}{(1 - g_x) \eta_u^*}. \tag{13}$$

Egalînd relaţia (5) cu (13) obţinem după simple transformări,

$$S_5 = S_{3'} \frac{\left[\nu \pi_t^* (1 - g_x) \right]^{\frac{1}{k'}} \sqrt{\frac{k'}{2} \left(\frac{2}{(k'+1)} \right)^{\frac{k'+1}{k'-1}} R' T_3^*}}{\sqrt{\frac{i_3^*}{A} \left\{ 1 - \left[\frac{1}{\nu \pi_t^* (1 - g_x)} \right]^{\frac{k'-1}{k'}} \frac{L_t}{(1 - g_x) \eta_{iu}^*} \right.}}, \tag{14}$$

relaţie care, pentru domeniul supracritic, se simplifică şi poate fi pusă sub forma

$$S_5 = S_{3'} \left[\frac{1}{1 - \frac{1}{i_3^* \eta_u^* (1 - g_x)}} \right]^{\frac{k'+1}{2(k'-1)}}. \tag{15}$$

Alegînd pentru exemplificare un turboreactor cu regimul nominal de 12 300 rot/min, la care debitul de gaze arse este de 41 kg/s iar $\pi_t^* = 4{,}3$ şi $T_3^* = 1\,120\,°\text{K}$, se obţine variaţia secţiunilor $\frac{S_5}{S_{3'}}$ reprezentată în figura 4. Figura 5 prezintă variaţia presiunii din camera de ardere în funcţie de cantitatea de aer prelevată şi de turaţia motorului.

Calculînd forţa de tracţiune ce se poate obţine cu aerul prelevat, încălzit la diverse temperaturi într-o cameră separată de ardere (fig. 6), se pot trage următoarele concluzii :

— prelevarea de aer, chiar în cazul arderii combustibilului în fluxul prelevat, nu poate constitui o măsură eficientă de mărire a forţei de tracţiune a turboreactorului ;

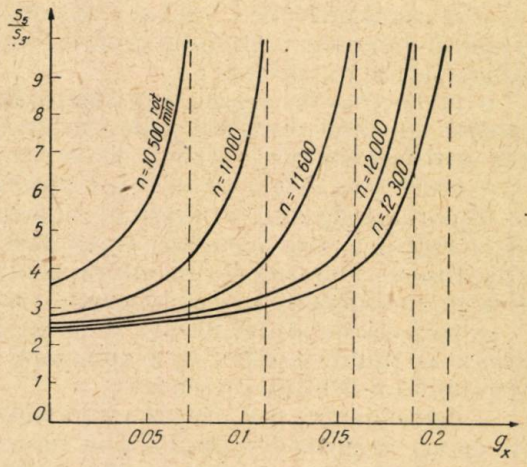


Fig. 4. — Variația raportului secțiunilor $\frac{S_5}{S_3}$ pentru un anumit turboreactor în funcție de turație și de cantitatea de aer prelevată, pentru $P_t = 11\,100$ CP și $i_3^* = 296{,}8$ kcal/kg.

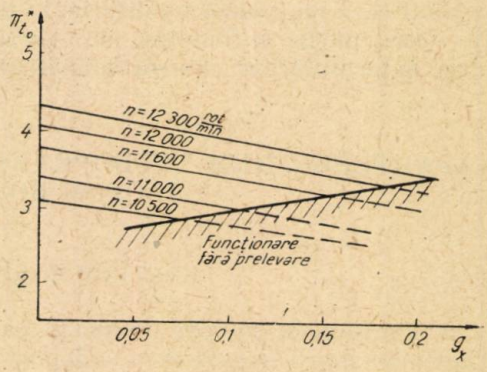


Fig. 5. — Variația gradului total de comprimare π_t^* al turboreactorului ales, în funcție de turație și debitul de aer prelevat.

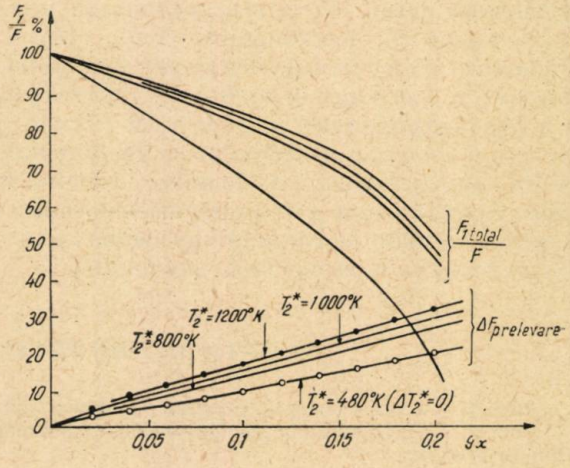


Fig. 6. — Variația forței de tracțiune produsă de aerul prelevat în funcție de debitul de aer prelevat și de temperatura sa de încălzire (la regim nominal).

— în cazul prelevării, scăderea rapidă a forţei de tracţiune este produsă atît de micşorarea gradului de comprimare cît şi de creşterea lucrului mecanic specific al turbinei ;

— prelevarea de aer în cantităţi foarte reduse — 1—2% — nu înrăutăţeşte simţitor caracteristicile turboreactorului, putînd fi realizată pentru satisfacerea necesităţilor de la bordul avionului ;

— prelevarea de aer constituie o posibilitate reală de obţinere a unui debit important de aer, la presiuni ridicate, care permite realizarea cu mijloace reduse a unor instalaţii experimentale ca bancuri pentru studiul arderii, tunele supersonice, instalaţii pentru studiul curgerii etc., mai elastice în funcţionare şi mai adecvate scopului urmărit ;

— variaţia debitului de aer prelevat implică modificarea corespunzătoare a secţiunii de ieşire S_5 a ajutajului de reacţie, mărimea ei constituind o limită a debitului prelevat ;

— determinarea mai exactă a parametrilor turboreactorului cu prelevare de aer se poate efectua dacă se cunoaşte caracteristica universală a compresorului turboreactorului utilizat. Cum însă randamentul turbinei — organul care realizează modificări importante de regim în timpul prelevării — este puţin influenţat de variaţia mărimii lucrului mecanic, precizia determinărilor este satisfăcătoare.

ХАРАКТЕРИСТИКИ ТУРБОРЕАКТИВНЫХ ДВИГАТЕЛЕЙ С ОТБОРОМ ВОЗДУХА

КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ

В настоящей работе приводится метод расчета характеристик турбореактивного двгателя с отбором воздуха и выводы анализа конкретного случая. Расчетные отношения, выведенные в предположении совершенных газов ($c_p = ct$), выявляют изменение тяги (8) и выходного сечения S_5 реактивного сопла (14) в зависимости от расхода отбираемого воздуха и рабочего режима двигателя, на основании гипотез, принятых в расчетах реактивных двигателей. Так, основной анализ, как и рассматриваемый конкретный случай (рис. 5, 6.) показывают, что хотя отбор воздуха не приводит к увеличению тяги, он все же обеспечивает (в определенных условиях) количество воздуха, необходимое на борту самолета, а для экспериментальных вопросов представляет собой относительно несложное решение для получения значительного расхода воздуха повышенного давления.

ОБЪЯСНЕНИЕ РИСУНКОВ

Рис. 1. — Схема камеры сгорания с отбором воздуха.

Рис. 2. — Энтропийная диаграмма эволюции падения давления в турбореакторе с отбором воздуха.

Рис. 3. — Зависимость силы тяги турбогенератора от количества отборного воздуха и от числа оборотов.

Рис. 4. — Зависимость соотношения сечений $\frac{S_5}{S_3}$ для определенного турбогенератора от числа оборотов и количества отбираемого воздуха при $P_t = 11\,100$ л. с. и $i_3^* = 296{,}8$ ккал/кг.

Рис. 5. — Изменение общей степени сжатия π_t^* турбогенератора, выбранное в зависимости от числа оборотов и расхода отбираемого воздуха.

Рис. 6. — Зависимость силы тяги, производимой отборным воздухом, от расхода отбираемого воздуха и от его температуры нагрева (при номинальном режиме).

CARACTÉRISTIQUES DU TURBORÉACTEUR À PRÉLÈVEMENT D'AIR

RÉSUMÉ

L'étude présente un procédé de calcul des caractéristiques du turboréacteur à prélèvement d'air, ainsi que les conclusions qu'on peut tirer de l'analyse d'un cas concret. Les relations de calcul, déduites dans l'hypothèse du gaz idéal (c_p — ct.), mettent en évidence la variation de la force de réaction (8) et de la section de sortie S_5 de l'ajutage de réaction (14) en fonction du débit d'air prélevé et du régime de travail du moteur, en vertu des hypothèses admises dans le calcul des turboréacteurs. L'analyse de principe, ainsi que celle du cas concret soumis à l'étude (fig. 5 et 6) montrent que, bien qu'il ne détermine pas une augmentation de la force de réaction le prélèvement d'air assure, dans certaines situations, la quantité d'air nécessaire au bord de l'avion et qu'il offre, en outre, dans certains problèmes expérimentaux, une solution relativement simple pour obtenir des débits d'air importants à une pression élevée.

EXPLICATION DES FIGURES

Fig. 1. — Schéma de la chambre de combustion à prélèvement d'air.

Fig. 2. — Diagramme entropique de l'évolution de détente, dans le turboréacteur à prélèvement.

Fig. 3. — Variation de la force de traction du turboréacteur, en fonction de la quantité d'air prélevé et de la fréquence de tours.

Fig. 4. — Variation du rapport des sections $\frac{S_5}{S_3}$, d'un turboréacteur donné, en fonction de sa fréquence de tours et de la quantité d'air prélevé, pour $P_t = 11\,100$ C.V. et $i_3^* = 296{,}8$ kcal/kg.

Fig. 5. — Variation du degré de compression total π_t^* du turboréacteur choisi, en fonction de la fréquence de tours et du débit d'air prélevé.

Fig. 6. — Variation de la force de traction engendrée par l'air prélevé, en fonction du débit de l'air prélevé et de sa température de chauffage (en régime nominal).

CONTRIBUŢII LA DETERMINAREA SUPRATENSIUNII ÎN CAZUL CĂDERII TRĂZNETULUI PE O LINIE AERIANĂ DE ÎNALTĂ TENSIUNE PREVĂZUTĂ CU CONDUCTOARE DE PROTECŢIE ŢINÎND SEAMA DE EFECTUL CORONA DE IMPULS*)

DE

GLEB DRĂGAN

Determinarea nivelului de protecţie a unei linii aeriene prevăzută cu conductoare de protecţie se face în funcţie de valoarea supratensiunii în cazul căderii trăznetului pe vîrful unui stîlp ; pentru alegerea distanţei între conductoarele de protecţie şi cele active, interesează valoarea supratensiunii în cazul căderii trăznetului pe conductorul de protecţie.

În cadrul unei lucrări**) prezentate la Sesiunea ştiinţifică a Academiei R.P.R. din noiembrie 1954, ce a avut loc la Cluj, autorul a determinat valoarea supratensiunii în cazul căderii trăznetului pe vîrful unui stîlp, pentru o linie avînd $m + n$ deschideri şi ţinînd seama de reflexiile succesive în vîrful şi la baza fiecărui stîlp. La Sesiunea ştiinţifică a Institutului politehnic din Bucureşti, din iunie 1956, în cadrul unei lucrări [2], s-a arătat relaţia de calcul a supratensiunii ce rezultă în ipoteza căderii trăznetului într-un punct oarecare al conductorului de protecţie. Relaţiile deduse reprezintă soluţii generale, relaţiile menţionate în literatura de specialitate [3], [4], [5], fiind cazuri particulare ale acestora.

Relaţiile din [1] şi [2] s-au stabilit neglijîndu-se influenţa efectului corona de impuls.

Deoarece în cazul deschiderilor mai mari este necesar să se ţină seama de deformarea undelor de supratensiune, datorită efec-

*) Lucrare prezentată în Sesiunea din septembrie 1957 a Academiei R.P.R.

**) Gleb Drăgan, *Contribuţii la determinarea supratensiunii în cazul căderii trăznetului pe vîrful unui stîlp al unei linii aeriene de înaltă tensiune prevăzute cu conductoare de protecţie* (nepublicată).

tului corona de impuls, se vor determina expresiile relațiilor menționate, ținînd seama de acest fenomen. În acest scop, se va utiliza o soluție determinată experimental care permite calcularea vitezei de fază în funcție de amplitudinea undei de supratensiune și înălțimea medie a liniei [3] și anume

$$V_f = \frac{c}{1{,}15\sqrt{1 + \frac{4U_0}{h}}}. \tag{1}$$

Utilizarea relațiilor deduse pe cale teoretică este mai puțin recomandabilă din cauza valorilor diferite ce se obțin în funcție de ipotezele considerate.

Considerînd o variație liniară a frunții undei, se poate determina lungimea frunții undei în cazul undei deformate din cauza efectului corona de impuls [3], [6] în urma propagării pe o lungime l,

$$\tau = \tau_0 + \frac{U_0 l}{130\, h\sqrt{1 + \frac{4U_0}{h}}}, \tag{2}$$

unde

U_0 = valoarea instantanee a tensiunii (MV),

c = 300 m/μs, viteza luminii în aer

h = înălțimea medie de suspensie a conductorului deasupra pămîntului (m).

Relația de mai sus a fost determinată înlocuind în cazul unei unde de o formă oarecare fruntea undei printr-o dreaptă, ipoteză cu atît mai valabilă în cazul considerat.

În expresia lui τ (2) intră U_0, a cărui valoare este variabilă, datorită faptului că amplitudinea undei variază din cauza reflexiilor și transmiterilor succesive.

Valoarea amplitudinii undei ce se propagă într-un anumit moment pe o porțiune dată a liniei se determină prin multiplicarea amplitudinii undei inițiale cu coeficientul respectiv. Notînd cu r_k coeficientul de reducere a amplitudinii undei inițiale, rezultă expresia lui τ_k,

$$\tau_k = \tau_0 + \frac{\gamma_k U_0 l_k}{130\, h\sqrt{1 + \frac{4\gamma_k U_0}{h}}}. \tag{3}$$

Valoarea lui r_k corespunde valorilor coeficienților a_k, b_k, s_k, c_{i-k}, respectiv produselor a_i, b_k și b_i a_k din expresia generală a valorii supratensiunii în punctul lovit de către trăznet. Deoarece o undă nedeformată cu fruntea reprezentată de o dreaptă oblică și spate infinit se exprimă prin relația

$$U(t) = p_0 t, \tag{4}$$

unde p_0 este panta undei, în cazul unei unde aplatizate prin efectul corona de impuls se poate scrie

$$U(t) = p_k t, \tag{5}$$

p_k fiind noua valoare a pantei.

În cazul cînd unda se propagă de-a lungul liniei și al stîlpilor acesteia, rezultă

$$U = (t) = p_k (t - 2k_x \tau_x - 2 k_x' \tau_x' - 2k\tau - 2 k_1 \tau_1). \tag{6}$$

Valoarea lui p_k se deduce simplu :

$$p_k = \frac{\gamma_k U_0}{\tau_k} = \frac{\gamma_k U_0}{\tau_0 + \frac{\gamma_k U_0 l_k}{130 h \sqrt{\frac{1 + 4\gamma_k U_0}{h}}}} \tag{7}$$

sau

$$p_k = \frac{k U_0}{\tau_0 + \Delta\tau_k}, \tag{8}$$

unde

$$\Delta\tau_k = \frac{\gamma_k U_0 l_k}{130 h \sqrt{1 + \frac{4 \gamma_k U_0}{h}}} \tag{9}$$

reprezintă creșterea lungimii frunții undei inițiale prin deformare datorită efectului corona de impuls. În această ultimă expresie, valoarea lui l_k se determină ușor. Într-adevăr, luînd în considerare relația (6), rezultă

$$l_k = (2 k_x \tau_x + 2 k_x' \tau_x' + 2k\tau) c, \tag{10}$$

unde c este viteza de propagare a undelor, în cazul nostru egală cu viteza luminii. Valoarea lui l_k se mai poate scrie

$$l_k = 2k_x x + 2k_x' y + 2ka, \tag{11}$$

unde $x + y$ reprezintă deschiderea lovită de trăznet iar a deschiderile, presupuse egale, din restul liniei. Într-un caz particular, cînd toate deschiderile sînt egale,

$$x + y = a.$$

Ținînd seama de cele menționate mai sus, precum și de ipotezele considerate, se poate scrie următoarea expresie generală a supratensiunii

în cazul căderii trăznetului pe stîlpul unei linii aeriene, luînd în considerare deformarea undelor datorită efectului corona de impuls,

$$U_t(t) = U_0(t) + \alpha_{31} \sum_{k=1}^{n} a_k p_{ak}(t - 2k\tau) + \alpha_{31} \sum_{k=1}^{m} a_k p_{ak}(t - 2k\tau) +$$
$$+ \alpha_{31}^2 \sum_{i=1}^{m-i} a_i \sum_{k=1}^{n} a_k p_{aak}[t - 2(k+1)\tau] + \alpha_{31}^2 \sum_{i=1}^{n-1} a_i \sum_{k=1}^{m} a_k p_{aak}[t - 2(k+1)\tau] +$$
$$+ \frac{\alpha_{21}}{\beta_{12}} \sum_{k=1}^{p} b_k p_{bk}(t - 2k\tau_1) +$$
$$+ \frac{\alpha_{31}\alpha_{21}}{\beta_{12}} \sum_{i=1}^{n} a_i \sum_{k=1}^{p_i} b_k p_{abk}(t - 2i\tau - 2k\tau_1) + \frac{\alpha_{31}\alpha_{21}}{\beta_{12}} \sum_{i=1}^{m} a_i \sum_{k=1}^{p_i} b_k p_{abk}(t - 2i\tau - \tag{12}$$
$$- 2k\tau_1) + \frac{\alpha_{31}\alpha_{21}}{\beta_{12}} \sum_{i=1}^{p_i} b_i \sum_{k=1}^{n} a_k p_{bak}(t - 2i\tau_1 - 2k\tau) + \frac{\alpha_{31}\alpha_{21}}{\beta_{12}} \sum_{i=1}^{p_i} b_i \sum_{k=1}^{m} a_k p_{bak}(t -$$
$$- 2i\tau_1 - 2k\tau) + \beta_{21}\alpha_{43} \sum_{k=1}^{n} \sum_{p=0}^{\gamma} \alpha_{13}^p s_p(t - 2k\tau - 2k_p\tau_1) +$$
$$+ \beta_{21}\alpha_{43} \sum_{k=1}^{m} \sum_{p=0}^{\gamma} \alpha_{13}^p s_p(t - 2k\tau - 2k_p\tau_1).$$

În cazul căderii trăznetului pe conductorul de protecție, relația care determină valoarea supratensiunii, ținînd seama de acțiunea efectului corona de impuls, este

$$U_t(t) = U_0(t) + \alpha_{10} \sum_{k=1}^{n} a_k p_{ak}(t - 2k\tau_x) + \alpha_{10} \sum_{k=1}^{m} a_k p_{ak}(t - 2k\tau_x') +$$
$$+ \alpha_{10} \sum_{k=1}^{n} b_k p_{bk}(t - 2k\tau_x - 2k\tau) + \alpha_{10} \sum_{k=1}^{m} b_k p_{bk}(t - 2k\tau_x' - 2k\tau) +$$
$$+ \alpha_{10} \sum_{i=1}^{m-k} a_i \sum_{k=1}^{n} a_k p_{aak}(t - 2k\tau_x - 2i\tau_x') + \alpha_{10} \sum_{i=1}^{n-k} a_i \sum_{k=1}^{m} a_k p_{aak}(t - 2k\tau_x' -$$
$$- 2i\tau_x) + \alpha_{10} \sum_{i=1}^{m-k} b_i \sum_{k=1}^{n} a_k p_{aak}(t - 2k\tau_x - 2i\tau_x' - 2i\tau) +$$
$$+ \alpha_{10} \sum_{i=1}^{n-k} b_i \sum_{k=1}^{m} a_k p_{bak}(t - 2k\tau_x' - 2i\tau_x - 2i\tau) +$$
$$+ \alpha_{10} \sum_{i=1}^{m-k} b_i \sum_{k=1}^{n} b_k p_{bbk}(t - 2k\tau_x - 2k\tau - 2i\tau_x' - 2i\tau) +$$
$$+ \alpha_{10} \sum_{i=1}^{n-k} b_i \sum_{k=1}^{m} b_k p_{bbk}(t - 2k\tau_x' - 2k\tau - 2i\tau_x - 2i\tau) +$$
$$+ \alpha_{10} \sum_{i=1}^{m-k} a_i \sum_{k=1}^{n} b_k p_{abk}(t - 2k\tau_x - 2k\tau - 2i\tau_x') +$$
$$+ \alpha_{10} \sum_{i=1}^{n-k} a_i \sum_{k=1}^{m} b_k p_{abk}(t - 2k\tau_x' - 2k\tau - 2k\tau_1) +$$

$$+ \alpha_{10} \sum_{k=1}^{n} c_k\, p_{ck}\,(t - 2k\tau_x - 2k\tau_1) + \alpha_{10} \sum_{k=1}^{m} c_k\, p_{ck}\,(t - 2k\tau'_x - 2k\tau_1) +$$

$$+ \alpha_{10}\, \alpha_{01}^{2k-1} \sum_{\substack{i=1 \\ (i>k)}}^{n} \sum_{k=1}^{n} c_{i-k}\, p_{ck}\,[t - 2\,(i-k)\,\tau_x - 2\,(i-k)\,\tau_1 - (i-k)\,(2k-2)\,\tau] +$$

$$+ \alpha_{10}\, \alpha_{01}^{2k-1} \sum_{\substack{i=1 \\ (i>k)}}^{m} \sum_{k=1}^{m} c_{i-k}\, p_{cik}\,[t - 2\,(i-\mathrm{k})\,\tau'_x - 2\,(i-k)\tau_1 - (i-k)(2k-2)\tau],$$

unde

$$p_{ak} = \frac{U_0}{\tau_0 + \dfrac{a_k\, U_0\, l_{ak}}{130\, h \sqrt{1 + \dfrac{4\, a_k\, U_0}{h}}}}, \qquad l_{ak} = 2\, k\tau_x\, c,$$

respectiv

$$l_{ak} = 2k\tau'_x\, c,$$

$$p_{bk} = \frac{U_0}{\tau_0 + \dfrac{b_k\, U_0\, l_{bk}}{130\, h \sqrt{1 + \dfrac{4\, b_k\, U_0}{h}}}}, \qquad l_{bk} = (2k\tau_x + 2k\tau)\, c,$$

respectiv

$$l_{bk} = (2k\tau'_x + 2\,k\tau)c,$$

$$p_{aak} = \frac{U_0}{\tau_0 + \dfrac{a_i\, a_k\, U_0\, l_{aak}}{130\, h \sqrt{1 + \dfrac{4\, a_i\, a_k\, U_0}{h}}}}, \qquad l_{aak} = (2k\tau_x + 2i\tau'_x)\, c,$$

respectiv

$$l_{aak} = (2k\tau'_x + 2i\tau_x)\, c,$$

$$p_{bak} = \frac{U_0}{\tau_0 + \dfrac{b_i\, a_k\, U_0\, l_{abk}}{130\, h \sqrt{1 + \dfrac{4 b_i\, a_k\, U_0}{h}}}}, \qquad l_{bak} = (2k\tau_x + 2i\tau'_x + 2i\tau)\, c,$$

respectiv

$$l_{bak} = (2k\tau'_x + 2i\tau_x + 2i\tau)\, c,$$

$$p_{bbk} = \frac{U_0}{\tau_0 + \dfrac{b_i\, b_k\, U_0\, l_{bbk}}{130\, h \sqrt{1 + \dfrac{4 b_i\, b_k\, U_0}{h}}}}, \qquad l_{bbk} = (2k\tau_x + 2k\tau + 2i\tau'_x + 2i\tau)\, c,$$

respectiv

$$l_{bbk} = (2k\tau'_x + 2k\tau + 2i\tau_x + 2i\tau)\, c,$$

$$p_{abk} = \frac{U_0}{\tau_0 + \dfrac{a_i\, b_k\, U_0\, l_{ak}}{130\, h \sqrt{1 + \dfrac{4 a_i\, b_k\, U_0}{h}}}}, \qquad l_{abk} = (2k\tau_x + 2k\tau + 2i\tau'_x)c,$$

respectiv

$$l_{ab} = (2k\tau'_x + 2k\tau + 2i\tau_x)c,$$

$$p_{ck} = \frac{U_0}{\tau_0 + \dfrac{c_k\, U_0\, l_{ck}}{130\, h \sqrt{1 + \dfrac{4\, c_k\, U_0}{h}}}}, \qquad l_{ck} = 2k\, \tau_x\, c,$$

respectiv

$$l_{ck} = 2k\tau'_x\, c,$$

$$p_{cik} = \frac{U_0}{\tau_0 + \dfrac{\alpha_{01}^{2k-1}\, c_{i-k}\, U_0 l_{cik}}{130\, h \sqrt{1 + \dfrac{4\, \alpha_{01}^{2k-1}\, c_{i-k}\, U_0}{h}}}}, \qquad l_{cik} = [2\,(i-k)\tau_x + (i-k)\,(2k-2)\tau]c,$$

respectiv

$$l_{cik} = [2(i-k)\tau'_x + (i-k)\,(2k-2)\tau]c,$$

Relaţiile (12) şi (13) se pot scrie şi pentru cazul cînd punerea la pămînt se face la fiecare stîlp. De asemenea din aceste relaţii rezultă relaţiile deduse de autor [1], [2], considerînd în acest caz coeficienţii p_k constanţi şi egali cu p_0, şi care reprezintă un caz mult mai general ca acela menţionat în literatura de specialitate [3], [4], [5].

Relaţiile generale deduse permit să se constate în ce măsură sînt valabile ipotezele simplificatoare admise în relaţiile de calcul, cum şi să se verifice în ce cazuri este necesar să se ţină seama de efectul corona de impuls.

К ВОПРОСУ ОБ ОПРЕДЕЛЕНИИ ПЕРЕНАПРЯЖЕНИЯ ПРИ ПАДЕНИИ МОЛНИИ НА ВОЗДУШНУЮ ЛИНИЮ ВЫСОКОГО НАПРЯЖЕНИЯ С УЧЕТОМ ИМПУЛЬСНОЙ КОРОНЫ

КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ

Настоящей работой автор вносит свой вклад в определение перенапряжения, возникающего в воздушной линии электропередачи с предохраняющими проводами, при учете импульсной короны.

Рассматривается случай удара молнии в верхушку столба и в пролет, причем учитываются многократные отражения начальной волны с линейным уклоном и с бесконечным хвостом.

Выведенные соотношения имеют общий характер и при упрощающих допущениях получаются встречающиеся в литературе соотношения, также дающие возможность установить справедливость сделанных допущений и определить случаи, когда необходимо учитывать импульсную корону.

CONTRIBUTION À LA DÉTERMINATION DE LA SURTENSION DANS LE CAS OU LA FOUDRE EST TOMBEÉ SUR UNE LIGNE AÉRIENNE DE HAUTE TENSION MUNIE DE CONDUCTEURS DE PROTECTION, COMPTE TENU DE L'EFFET CORONA D'IMPULSION

RÉSUMÉ

Le travail présente un contribution à la détermination de la surtension apparaissant dans un ligne aérienne munie de conducteurs de protection, quand on tient compte de l'effet corona d'impulsion.

L'auteur fait l'analyse des cas où la foudre tombe sur le sommet ou dans la portée d'un pylône, en admettant à cet effet que les réflexions multiples de l'onde initiale ont une pente linéaire et une queue infinie.

Les relations qu'il établit ont un caractère général, dont on peut, au moyen de certaines hypothèses simplificatrices, déduire les relations trouvées dans la littérature de spécialité. Les relations permettent, en outre, de constater la validité des hypothèses admises et de préciser les cas où il faudra tenir compte de l'effet corona d'impulsion.

BIBLIOGRAFIE

1. GLEB DRĂGAN, *Contribuții la determinarea supratensiunii în cazul căderii trăznetului pe conductorul de protecție al unei linii aeriene de înaltă tensiune.* Bul. Politehnic București (sub tipar).
2. М.В.КОСТЕНКО, *Атмосферные перенапряжения и грозозащита высоковольтных установок*, осэнергоиздат, Москва, 1949.
3. Л.С. СИРОТИНСКИЙ, *Техника высоких напряжений.* **III**, Госэнергоиздат, Москва, 1945.
4. L. BEWLEY, *Traveling waves and transmission systems.* John, Willey, New York, 1933.
5. GLEB DRĂGAN, *Alegerea lungimii conductorului de protecție la intrarea liniilor aeriene în stații.* Studii și cercetări de energetică, **V**, *1—2*, 232 (1955).

CONTRIBUŢII LA STUDIUL TRANSFERULUI PUTERII ELECTRICE ÎNTRE REŢELELE INTERCONECTATE

DE

C. I. MOCANU

Problema interconectării reţelelor electrice, abordată de G. K r o n [1] din punctul de vedere al aplicării calculului tensorial, priveşte soluţionarea reţelelor în sensul utilizării rezultatelor obţinute de la rezolvarea unor reţele conexe, la reţelele rezultînd din interconectarea acestora. Menţionăm în acest scop contribuţiile lucrărilor [2], [3], [4], [5], [6], [7], [8]. În această lucrare, autorul şi-a propus să soluţioneze problema, nestudiată în literatură, a transmisiei energiei electromagnetice între reţelele interconectate, în condiţiile transferului puterii electrice maxime.

1. Problema. Fie reţelele R_a, R_b (fig. 1*a*) constituite sub forma cea mai generală din l_a, l_b elemente, S_a, S_b subreţele, m_a m_b conexiuni electrice interne şi prezentînd cuplaje între elemente. Configuraţia externă este definită de sistemul celor $(n_a + 1)$, $(n_b + 1)$ borne accesibile, iar regimul extern, prin potenţialele $V_{eq}^{(a)}$, $V_{eq}^{(b)}$ şi curenţii la accese $I_{eq}^{(a)}$, $I_{eq}^{(b)}$. Sub forma cea mai generală, pentru a interconecta cele două reţele R_a şi R_b, este necesară a treia reţea R_t, reţeaua de conexiune sau de transfer cu $(n_a + 1)$ borne de intrare, $(n_b + 1)$ borne de ieşire şi fără nici o restricţie în structura internă.

Prin analogie cu problema transferului puterii electrice maxime între dipolul generator G şi receptor R prin cuadripolul de transfer T (fig. 1*b*), se enunţă problema mai generală a transferului puterii electrice maxime între reţeaua activă R_a şi reţeaua pasivă R_b, prin reţeaua de transfer R_t. Deoarece în studiul reţelelor electrice externe, interesează regimul electric extern, reţelele R_a, R_b şi R_t pot fi reprezentate sub forma multipolilor cu $(n_a + 1)$ şi $(n_b + 1)$, respectiv $(n_a + 1 + n_b + 1)$ borne accesibile (fig. 1*a*), astfel încît problema constă în determinarea condiţiilor ce trebuie să existe între parametrii externi, pentru ca puterea electrică transferată să fie maximă.

2. Ecuaţiile matriciale externe ale reţelelor deschise. În general, reţelele deschise fiind cunoscute în ceea ce priveşte configuraţia topologică

internă şi externă (numărul de conexiuni, borne accesibile etc.) şi prin valorile parametrilor activi şi pasivi, pentru determinarea regimului extern este necesară extragerea parametrilor externi.

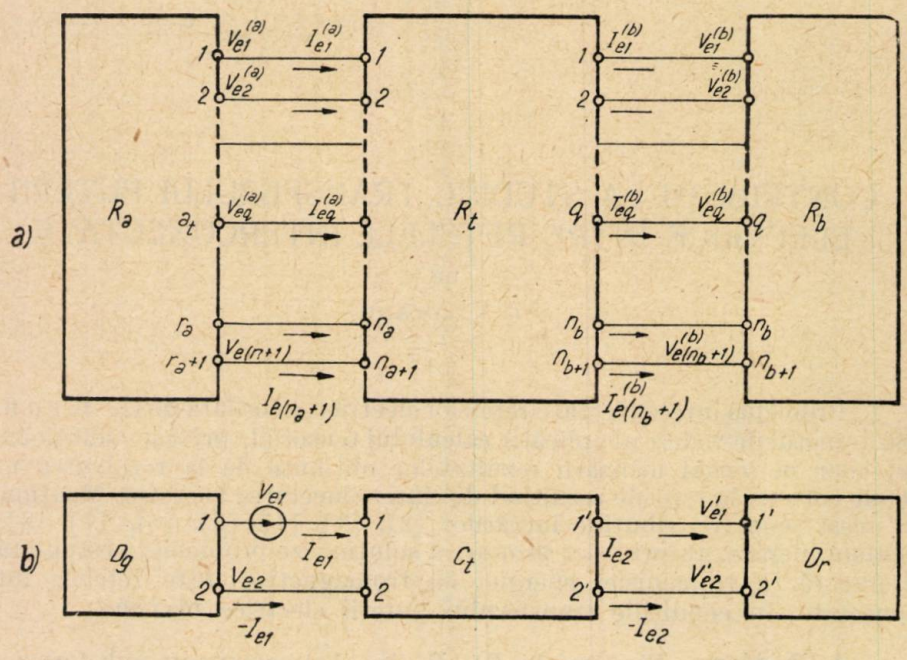


Fig. 1. — Reţele interconectate. *a*) reţeaua activă : R_a, interconectată cu reţeaua pasivă R_b, prin reţeaua de transfer R_t ; *b*) dipol generator : D_g, conectat cu dipolul receptor D_e, prin cuadripolul de transfer C_t.

Pentru reţeaua R_a, căderea de tensiune în elementul activ k este

$$E_k - U_k = \sum_{j=1}^{l} Z_{kj} I_j, \tag{1}$$

n care E_k, U_k, Z_{kk} Z_{kj}, sînt forţa electromotoare, tensiunea, impedanţa proprie şi mutuală, iar I_j curentul prin elementul j ($j = 1,2,\ldots,k,\ldots,l$). Exprimînd sistemul ecuaţiilor (1) pentru toate elementele reţelei sub formă matricială, se obţine [9]

$$[E] - [U] = [Z]\,[I], \tag{2}$$

unde $[E]$, $[U]$, $[I]$ sînt matricile coloană de ordin l ale vectorilor de forţă electromotoare, tensiune şi curent, iar $[Z]$ tensorul impedanţelor a cărui matrice pătratică de ordin $l \times l$ are elementele de forma

$$Z_{kj} = pL_{kj} + R_{kj} + \frac{1}{pC_{kj}}.$$

Dacă în (2) se ordonează sistemul ecuațiilor (1), astfel încît se scriu mai întîi ecuațiile în care intervin tensiunile între bornele accesibile (tensiunile externe), ecuația (2) se poate prezenta sub forma celulară

$$\begin{bmatrix} E_1 \\ E_2 \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} U_e \\ U_i \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} Z_1, Z_2 \\ Z_3, Z_4 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} I_1 \\ I_2 \end{bmatrix}, \tag{3}$$

în care s-au partiționat în blocuri celulare matricile $[E]$, $[Z]$, $[I]$ după submatricile tensiunilor externe $[U_e]$ și restul tensiunilor $[U_i]$.

Curenții externi I_{ek} la cele $(n+1)$ borne accesibile îndeplinind condiția de conservare $\Sigma I_{ek} = 0$ sau

$$I_{e\,(n+1)} = \sum_{k=1}^{n} I_{ek}, \tag{4}$$

rezultă că n curenți sînt liniari independenți (de exemplu primii n curenți), iar curentul $I_{e\,(n+1)}$ este liniar dependent. De asemenea, prin l elemente ale rețelei numai $(l - m - n)$ curenți sînt liniari independenți, restul fiind dependenți. Dacă se exprimă curenții prin elementele rețelei, în funcție de n curenți independenți externi și $(l - m - n)$ curenți independenți interni, se obține sistemul

$$I_k = \sum_{j=1}^{n} \varepsilon_j I_{ej} + \sum_{p=1}^{l-m-n} \varepsilon_p I_{ip} \qquad (\varepsilon_j,\ \varepsilon_p = -1,0,+1),$$

sau matricial

$$[I] = [C]\,[I'], \tag{5}$$

unde s-a notat cu $[I']$ matricea coloană de ordin $(l - m)$ a curenților independenți interni și externi iar cu $[C]$ matricea de conexiune dreptunghiulară de ordin $l \times (l - m)$. Divizînd matricea $[I']$ în submatricea curenților liniar independenți externi $[I_e']$ de ordin n și a curenților independenți interni $[I_i']$ de ordin $(l - m - n)$, ecuația (5) se scrie

$$[I] = [C_e,\ C_i] \begin{bmatrix} I_e' \\ I_i' \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} C_{e1}, C_{i1} \\ C_{e2}, C_{i2} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} I_e' \\ I_i' \end{bmatrix}, \tag{6}$$

în care submatricea $[C_e]$, respectiv celulele $[C_{e1}]$, $[C_{e2}]$, se referă la conexiunile externe, iar $[C_i]$, respectiv $[C_{i1}]$, $[C_{i2}]$, la conexiunile interne. Aplicînd regulile de transformare prin matricea de conexiune $[C]$, matricele $[E]$, $[U]$, $[Z]$ se transformă în $[E']$, $[U']$, $[Z']$,

$$[E'] = [C]_t\,[E] \quad , \quad [U'] = [C]_t\,[U],$$
$$[Z'] = [C]_t\,[Z]\,[C].$$

Multiplicînd ecuația (3) prin $[C_t]$ și deoarece

$$[C_{i1}]_t\,[U_e] + [C_{i2}]_t\,[U_i] = 0,$$

se obține

$$-\begin{bmatrix} U_{e1} \\ 0 \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} C_{e1t}\, E_1 + C_{e2t}\, E_2 \\ C_{i1t}\, E_1 + C_{i2t}\, E_2 \end{bmatrix} =$$

$$= \begin{bmatrix} C_{e1t}Z_1 C_{e1} + C_{e2t}Z_3 C_{e1} + C_{i1t}Z_2 C_{e2} + C_{e2t}Z_4 C_{e2}, \\ C_{i1t}Z_1 C_{e1} + C_{i2t}Z_3 C_{e2} + C_{i1t}Z_2 C_{e1} + C_{i2}Z_4 C_{e2}, \end{bmatrix}$$

$$\begin{bmatrix} C_{e1}Z_1 C_{i1} + C_{e2t}Z_3 C_{i1} + C_{e1t}Z_2 C_{i2} + C_{e2t}Z_4 C_{i2} \\ C_{i1t}Z_1 C_{i1} + C_{i2t}Z_3 C_{i1} + C_{i1t}Z_2 C_{i2} + C_{i2t}Z_4 C_{i2} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} I'_e \\ I'_i \end{bmatrix}$$

sau condensat

$$\begin{bmatrix} E'_1 \\ E'_2 \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} U'_e \\ 0 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} Z'_1, Z'_2 \\ Z'_3, Z'_4 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} I'_e \\ I'_i \end{bmatrix}. \tag{7}$$

Ecuația (7) se descompune în sistemul ecuațiilor matriciale

$$[E'_1] - [U'_e] = [Z'_1][I'_e] + [Z'_2][I'_i],$$
$$[E'_2] = [Z'_3][I'_e] + [Z'_4][I'_i]$$

și, eliminînd vectorul curent $[I'_i]$, rezultă

$$[E'_e] - [U'_e] = [Z'_e][I'_e], \tag{8}$$

în care s-a notat

$$[E'_e] = [E'_1] - [Z'_2][Z'_4]^{-1}[E'_2],$$
$$[Z'_e] = [Z'_1] - [Z'_2][Z'_4]^{-1}[Z'_3].$$

Dacă în (8) se multiplică cu $[Z'_e]^{-1} = [Y'_e]$, se obține

$$[I'_{ce}] - [I'_e] = [Y'_e][U'_e], \tag{9}$$

în care $[I'_{ce}] = [Y'_e][E'_e]$ este vectorul generatoarelor (injecțiilor) de curent, iar $[Y'_e]$ tensorul admitanțelor aparente de intrare (ieșire) egal cu inversul tensorului impedanțelor aparente $[Z'_e]$.

Ecuațiile duale (8) și (9) în care intervin mărimile regimului extern definesc regimul electric exterior al rețelei deschise.

3. Schemele echivalente ale rețelelor deschise. Prin alegerea curentului extern $I'_{e(n+1)}$ ca liniar dependent adică prin alegerea bornei $(n+1)$ ca bornă de referință, tensiunile $[U'_e]$ din (8) se măsoară față de această bornă. Forma matricei $[U'_e]$ este deci

$$[U'_e] = [U'_{ek}] = [U'_{ek(n+1)}] \quad (k = 1, 2, \ldots, n).$$

Exprimînd dezvoltat ecuațiile (8), rezultă

$$
\begin{aligned}
E'_{e1} - U'_{e1} &= Z'_{e11} I'_{e1} + Z'_{e12} I'_{e2} + \ldots + Z'_{e1j} I'_{ej} + \ldots + Z'_{e1n} I'_{en},\\
E'_{e2} - U'_{e2} &= Z'_{e21} I'_{e1} + Z'_{e22} I'_{e2} + \ldots + Z'_{e2j} I'_{ej} + \ldots + Z'_{e2n} I'_{en},\\
&\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\\
E'_{ek} - U'_{ek} &= Z'_{ek1} I'_{e1} + Z'_{ek2} I'_{e2} + \ldots + Z'_{ekj} I'_{ej} + \ldots + Z'_{ekn} I'_{en},\\
&\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\\
E'_{en} - U'_{en} &= Z'_{en1} I'_{e1} + Z'_{en2} I'_{e2} + \ldots + Z'_{enj} I'_{ej} + \ldots + Z'_{enn} I'_{en},
\end{aligned}
\qquad (10)
$$

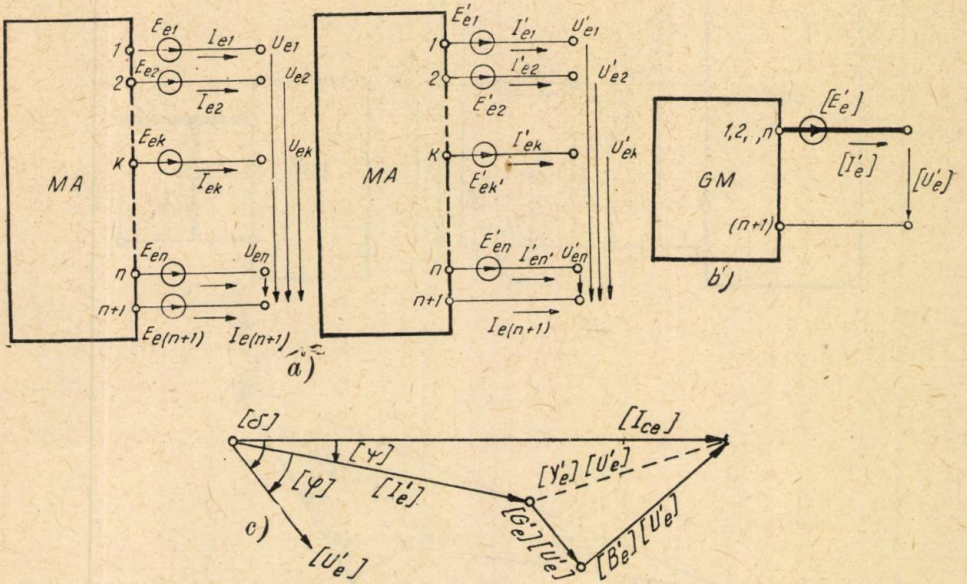


Fig. 2. — Scheme echivalente. *a*) schema multipolului activ; *b*) generator multipolar; *c*) diagrama polară matricială.

în care

E'_{ek} este forța electromotoare aferentă circuitului între bornele k și $(n+1)$,

I'_{ek}, curentul extern la borna k,

U'_{ek}, tensiunea între bornele k și $(n+1)$,

Z'_{ekk}, impedanța aparentă între k și $(n+1)$,

Z'_{ekj}, impedanța de transfer între perechile de borne $k(n+1)$ și $j(n+1)$.

Schema echivalentă a rețelei R_a corespunzînd sistemului de ecuații (10) este cea din figura 2*a*, în care sursele sînt exteriorizate pe primele n conexiuni externe. Deoarece numai primele n conexiuni intervin în ecuațiile (8) sau (10) și întrucît curenții I'_{ek} îndeplinesc condiția (4), schema multipolului din figura 2*a* poate fi prezentată sub forma din figura 2*b*. Vom denumi schema din figura 2*b* *generator multipolar de forță electromotoare* sau *sursă multipolară de forță electromotoare*. Analog diagramei polare a

căderilor de tensiune în dipolul generator, se poate trasa diagrama polară matricială a căderilor de tensiune în generatorul multipolar (fig. 2c). Față de vectorul $[U'_e]$ ales ca origine de fază, vectorul $[I'_e]$ este defazat în urmă cu unghiul matrice $[\varphi]$, astfel încît vectorul $[E'_e]$ se obține însumînd la vectorul $[U'_e]$ căderile active matriciale $[R'_e][I'_e]$ și reactive $[X'_e][I'_e]$.

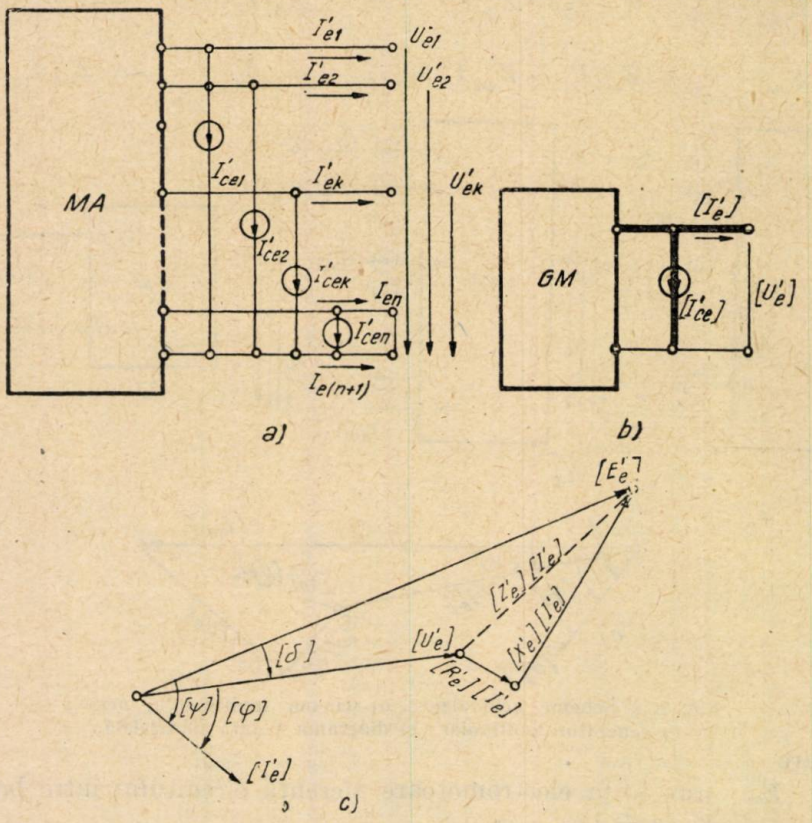


Fig. 3. — Scheme echivalente. *a*) schema multipolului activ; *b*) generator multipolar de curent; *c*) diagrama polară matricială.

Diagrama matricială exprimă condensat sistemul celor n diagrame polare.

Exprimînd dezvoltat ecuațiile (9), se obține

$$
\begin{aligned}
I'_{ce1} - I'_{e1} &= Y'_{e11}U'_{e1} + Y'_{e12}U'_{e2} + \ldots + Y'_{e1j}U'_{ej} + \ldots + Y'_{e1n}U'_{en},\\
I'_{ce2} - I'_{e2} &= Y'_{e21}U'_{e1} + Y'_{e22}U'_{e2} + \ldots + Y'_{e2j}U'_{ej} + \ldots + Y'_{e2n}U'_{en},\\
&\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\\
I'_{cek} - I'_{ek} &= Y'_{ek1}U'_{e1} + Y'_{ek2}U'_{e2} + \ldots + Y'_{ekj}U'_{ej} + \ldots + Y'_{ekn}U'_{en}, \qquad (11)\\
&\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\\
I'_{cen} - I'_{en} &= Y'_{en1}U'_{e1} + Y'_{en2}U'_{e2} + \ldots + Y'_{enj}U'_{ej} + \ldots + Y'_{enn}U'_{en},
\end{aligned}
$$

în care s-a notat cu

I'_{ek} , generatorul de curent aferent bornelor k $(n+1)$,
Y'_{ekk} , admitanța aparentă de intrare între k și $(n+1)$,
Y'_{eki} , admitanța de transfer între perechile de borne k $(n+1)$ și j $(n+1)$.

Schema echivalentă a rețelei R_a, corespunzînd sistemului de ecuații (11), este cea din figura 3*a*, în care generatoarele de curent exteriorizate

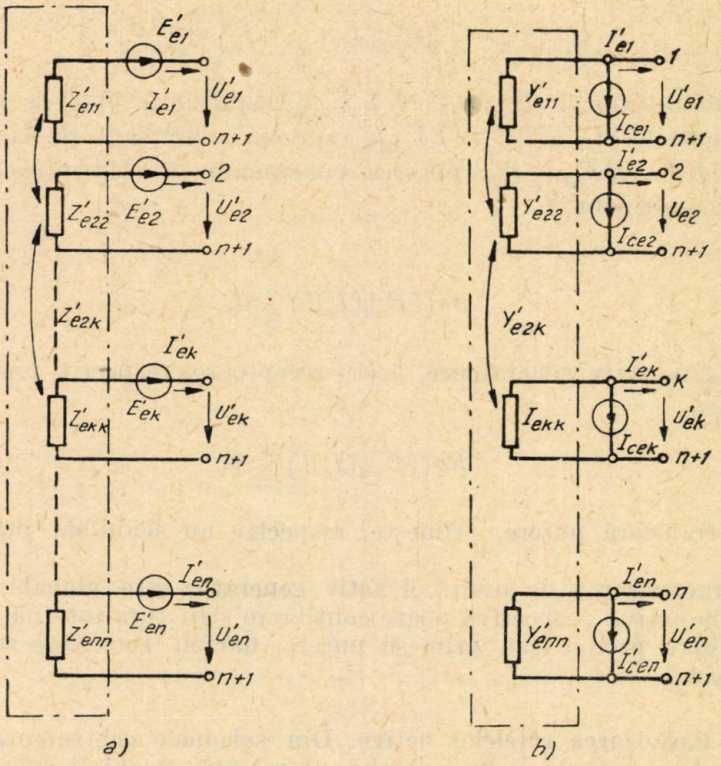


Fig. 4. — Scheme Maxwell echivalente.

sînt conectate între primele n borne și borna de referință $(n+1)$. Analog se trasează diagrama matricială a scăderilor de curent (fig. 3*c*), respectiv generatorul multipolar de curent (fig. 3*b*).

Din sistemul de ecuații (10) rezultă că rețeaua poate fi considerată ca fiind descompusă în sistemul a n generatoare de forțe electromotoare E'_{ek} și impedanțe Z'_{ekk}, străbătute de curenții I'_{ek} cu tensiunile la borne U'_{ek} și

cuplate Z'_{kj} (fig. 4*a*). Similar din ecuațiile (11) rețeaua poate fi considerată ca un sistem de n generatoare de curent (fig. 4*b*). Vom denumi schemele din figurile 4*a* și 4*b* scheme Maxwell.

4. Regimul puterilor. Multiplicînd ecuația (8) cu vectorul transpus și complex conjugat al curentului $[I'_e]^*_t$, se obține puterea electrică aparentă

$$P_{ap} = [I'_e]^*_t [E'_e] - [I'_e]^*_t [U'_e] = [I'_e]^*_t [Z'_e] [I'_e],$$

sau

$$[E'_e]_t [I'_e]^* - [U'_e]_t [I'_e]^* = [I'_e]_t [Z'_e] [I'_e]^*. \tag{12}$$

Primul termen, $[E'_e]_t [E'_e]^* = \Sigma \underline{E}'_{ek} I'^*_{ek}$ reprezintă puterea produsă de surse, termenul $[U'_{ek}]_t [I'_e]^* = \Sigma \underline{U}'_{ek} I'^*_{ek}$ puterea schimbată pe la borne, iar $[I'_e]_t [Z'_e] [I'_e]^* = \Sigma \underline{Z}'_{eik} \underline{I}'_{ei} \underline{I}'^*_{ek}$, puterea consumată în elementele structurii interne a multipolului.

Dacă

$$Re\left([E'_e]_t [I'_e]^*\right) \gtreqless 0, \tag{13}$$

rețeaua este activ generatoare, activ receptoare, respectiv pseudoactivă.

Dacă

$$Re\left([U'_e]_t [I'_e]^*\right) \gtreqless 0, \tag{14}$$

rețeaua transferă putere, primește, respectiv nu schimbă, putere pe la borne.

Caracterizarea de multipol activ generator este globală, în sensul că rețeaua activă respectivă poate conține în structura internă surse individuale care produc sau primesc putere, dar în totalitate sursele sînt generatoare.

5. Pasivizarea rețelelor active. Din schemele echivalente ale rețelelor deschise (fig. 2*a* și 3*a*), rezultă că rețeaua poate fi considerată ca fiind constituită din două rețele și anume : multipolul activ MA conectat în cascadă cu multipolul pasiv MP (fig. 5*a* și 5*b*).

Din acest punct de vedere, dacă în figura 1, ambele rețele R_a și R_b ar fi active, pot fi transferate sursele uneia din rețele asupra celeilalte, astfel încît una din rețele se pasivizează.

În orice rețea electrică secționată în două subrețele R_1 și R_2, se pot transfera sursele față de punctele de secționare devenite borne accesibile, astfel încît una din subrețele devine pasivă, regimul electromagnetic rămînînd neschimbat.

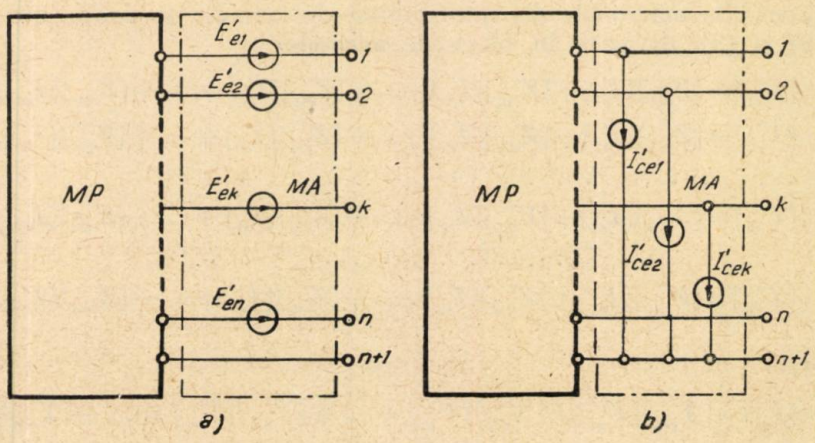


Fig. 5. — Scheme echivalente. *a*) multipol pasivizat cu forțe electromotoare ; *b*) multipol pasivizat cu generatoare de curent.

6. Multipoli de transfer. Multipolul activ (fig. 2*a*) în care curenții externi îndeplinesc numai o condiție de dependență liniară $\sum_{p=1}^{n+1} I'_{ep} = 0$ îi vom numi multipoli cu un grup de accese. Dacă curenții externi I'_{ep} îndeplinesc mai multe condiții de conservare

$$\sum_{p=1}^{r} I'_{ep} = 0, \quad \sum_{p=r}^{t} I'_{ep} = 0, \ldots, \quad \sum_{p=u}^{n+1} I'_{ep} = 0 \tag{15}$$

$$q = r + t + \ldots + u = n + 1,$$

îi vom numi multipoli de transfer cu q grupe de accese. Multipolii de transfer sînt deci forma cea mai generală a rețelei de interconectare cu q rețele deschise (fig. 6*a*).

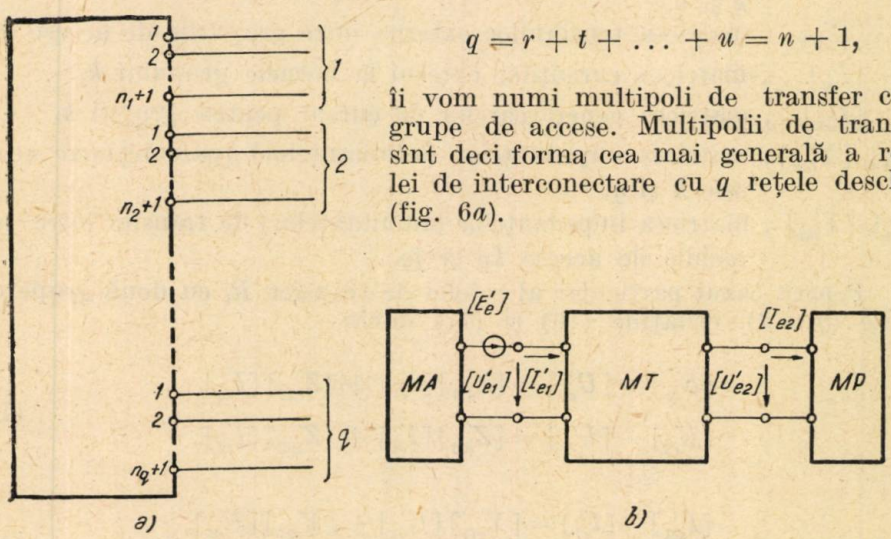


Fig. 6. — Multipoli cu accese grupate. *a*) multipol cu q accese ; *b*) schema echivalentă a multipolilor *MA* și *MP* interconectați prin multipolul de transfer *MT*.

Ecuațiile matriciale ale multipolilor de transfer se deduc din ecuațiile (8) și (9), divizate în blocurile acceselor

$$\begin{aligned}
&[E'_{e1}]-[U'_{e1}]=[Z'_{e11}][I'_{e1}]+[Z'_{e12}][I'_{e2}]+\ldots+[Z'_{e1j}][I'_{ej}]+\ldots+[Z'_{e1n}][I'_{en}],\\
&[E'_{e2}]-[U'_{e2}]=[Z'_{e21}][I'_{e1}]+[Z'_{e22}][I'_{e2}]+\ldots+[Z'_{e2j}][I'_{ej}]+\ldots+[Z'_{e2n}][I'_{en}],\\
&\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\\
&[E'_{ek}]-[U'_{ek}]=[Z'_{ek1}][I'_{e1}]+[Z'_{ek2}][I'_{e2}]+\ldots+[Z'_{ekj}][I'_{ej}]+\ldots+[Z'_{ekn}][I'_{en}],\\
&\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\\
&[E'_{en}]-[U'_{en}]=[Z'_{en1}][I'_{e1}]+[Z'_{en2}][I'_{e2}]+\ldots+[Z'_{enj}][I'_{ej}]+\ldots+[Z'_{enn}][I'_{en}],
\end{aligned} \tag{16}$$

respectiv

$$\begin{aligned}
&[I'_{ce1}]-[I'_{e1}]=[Y'_{e11}][U'_{e1}]+[Y'_{e12}][U'_{e2}]+\ldots+[Y'_{e1j}][U'_{ej}]+\ldots+[Y'_{e1n}][U'_{en}],\\
&[I'_{ce2}]-[I'_{e2}]=[Y'_{e21}][U'_{e1}]+[Y'_{e22}][U'_{e2}]+\ldots+[Y'_{e2j}][U'_{ej}]+\ldots+[Y'_{e2n}][U'_{en}],\\
&\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\\
&[I'_{cek}]-[I'_{ek}]=[Y'_{ek1}][U'_{e1}]+[Y'_{ek2}][U'_{e2}]+\ldots+[Y'_{ekj}][U'_{ej}]+\ldots+[Y'_{ekn}][U'_{en}],\\
&\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\\
&[I'_{cen}]-[I'_{en}]=[Y'_{en1}][U'_{e1}]+[Y'_{en2}][U'_{e2}]+\ldots+[Y'_{enj}][U'_{ej}]+\ldots+[Y'_{enn}][U'_{en}],
\end{aligned} \tag{17}$$

în care s-a notat cu

$[E'_{ek}]$, matricea forței electromotoare aferente grupului de accese k și q,

$[U'_{ek}]$, matricea tensiunilor externe între grupurile de accese kq,

$[I'_{ek}]$, matricea curenților externi la bornele grupului k,

$[I'_{cek}]$, matricea generatoarelor de curent pentru grupul k,

$[Z'_{ekk}]$, $[Y'_{ekk}]$, matricea impedanțelor (admitanțelor) aparente între accesele k și q,

$[Z'_{ekj}]$, $[Y'_{ekj}]$, matricea impedanțelor (admitanțelor) de transfer între perechile de accese kq și jq.

Pentru cazul particular al rețelei de transfer R_t cu două grupe de accese ($q = 2$), ecuațiile (16) și (17) devin

$$\begin{aligned}
[E'_{e1}]-[U'_{e1}]&=[Z'_{e11}][I'_{e1}]+[Z'_{e12}][I'_{e2}],\\
[E'_{e2}]-[U'_{e2}]&=[Z'_{e21}][I'_{e1}]+[Z'_{e22}][I'_{e2}],
\end{aligned} \tag{18}$$

și

$$\begin{aligned}
[I'_{ce1}]-[I'_{e1}]&=[Y'_{e11}][U'_{e1}]+[Y'_{e12}][U'_{e2}],\\
[I'_{ce2}]-[I'_{e2}]&=[Y'_{e21}][U'_{e1}]+[Y'_{e22}][U'_{e2}].
\end{aligned} \tag{19}$$

Dacă rețeaua de transfer este pasivă,

$$[E'_{e1}] = [E'_{e2}] = [0] \tag{20}$$

și utilizînd vectorii tensiunilor externe aplicate, ecuațiile (18) se scriu sub forma

$$[U'_{e1}] = [Z'_{e11}][I'_{e1}] + [Z'_{e12}][I'_{e2}], \tag{21}$$

$$[U'_{e2}] = [Z'_{e21}][I'_{e1}] + [Z'_{e22}][I'_{e2}], \tag{22}$$

respectiv

$$[U'_{e1}] = [A][U'_{e2}] + [B][I'_{e2}], \tag{23}$$

$$[I'_{e1}] = [C][U'_{e2}] + [D][I'_{e2}], \tag{24}$$

în care

$$[A][D] - [B][C] = [1]. \tag{25}$$

Ecuațiile (16) și (17) sînt similare cu (10) și (11), în care termenii scalari sînt înlocuiți cu termeni matriciali, așa cum ecuațiile (18), (19) și (21) — (25) sînt analoagele matriciale ale ecuațiilor cuadripolului activ și pasiv. Deoarece în ecuațiile (10) și (11) intervin numai mărimile aferente primelor n conexiuni externe (ordinul matricelor fiind n și $n \times n$) schemele echivalente ale generatorului multipolar MA și multipolului pasiv MP (fig. 1*a*) se pot reprezenta prin schemele dipolilor activ și pasiv (fig. 6*b*) iar pentru rețeaua de transfer cu două grupe de accese MT, prin schema cuadripolului (linia trasată plin se referă la sistemul primelor n conexiuni).

7. Teorema transferului puterii maxime între multipolul generator MA interconectat în cascadă cu multipolul pasiv MP. Dacă rețeaua de transfer se reduce la sistemul a $(n + 1)$ conductoare fără surse și impedanțe, se obține cazul transferului direct al puterii între rețeaua activă R_a și rețeaua pasivă R_b (analogul transferului puterii maxime între dipolul generator și receptor). Din ecuațiile matriciale ale multipolilor MA și MP

$$[E'_{e1}] - [U'_{e1}] = [Z'_{e1}][I'_{e1}], \tag{26}$$

$$[U'_{e1}] = [Z'_{e2}][I'_{e1}] \tag{27}$$

se deduce valoarea curentului

$$[I'_{e1}] = ([Z'_{e1}] + [Z'_{e2}])^{-1}[E'_{e1}] \tag{28}$$

și deci puterea aparentă transmisă rețelei R_b este

$$\underline{P}_{2ap} = [I'_{e1}]_t[Z'_{e2}][I'_{e1}]^* =$$

$$= [E'_{e1}]_t([Z'_{e1}] + [Z'_{e2}])_t^{-1}[Z'_{e2}]([Z'_{e1}]^* + [Z'_{e2}]^*)^{-1}[E'_{e1}]^* \tag{29}$$

iar puterea activă

$$P_2 = \operatorname{re} \underline{P}_{2ap} = [E'_{e1}]_t([Z'_{e1}] + [Z'_{e2}])_t^{-1} \operatorname{re}[Z'_{e2}]([Z'_{e1}]^* + [Z'_{e2}]^*)^{-1}[E'_{e1}]^*. \tag{30}$$

Pentru determinarea valorii maxime a puterii P_2, trebuie găsit maximul valorii formei pătratice (30) care depinde de $n(n + 1)/2$ variabile, corespunzînd numărului termenilor distincți ai matricii simetrice $[Z'_{e2}]$. Ar trebui soluționat sistemul a $2n(n + 1)/2$ ecuații rezultînd din

anularea derivatelor parțiale ale formei pătratice P în raport cu părțile reale și imaginare ale termenilor matricii $[Z'_{e2}]$. Soluționarea acestui sistem este cu atît mai dificilă cu cît nu toate soluțiile sînt fizic realizabile.

Vom rezolva problema utilizînd rețelele reduse.

Conform schemelor Maxwell (fig. 7*a*), multipolii *MA* și *MP* pot fi considerați ca fiind constituiți din sistemul a n generatoare E'_{1ek} de impedanțe interne Z'_{1ekk} conectate cu sarcinile Z'_{2ekk}, impedanțele interne, respectiv sarcinile, fiind cuplate între ele prin impedanțele de transfer Z'_{1ekj} și Z'_{2ekj}.

Autorul a demonstrat [9] că sistemul celor n generatoare Maxwell cuplate poate fi transformat în n generatoare E''_{1ek}, Z''_{1ekk} fără cuplaje ($Z''_{1ekj} = [0]$), cu o matrice de transformare inferior triunghiulară

$$[C_\Delta] = \begin{vmatrix} C_{11} & & & & \\ C_{21}, & C_{22} & & & \\ \cdot & \cdot & \cdot & & \\ C_{k1}, & C_{k2}, \ldots, & C_{kk} & & \\ \cdot & \cdot & \cdot & \cdot & \\ C_{n1}, & C_{n2}, \ldots, & C_{nk}, \ldots, & C_{nn} \end{vmatrix}, \tag{31}$$

ai cărui termeni sînt dați de

$$C_{jk} = (2\delta_{jk} - 1)\frac{\Delta_{j-1,k}}{\Delta_{jj}}, \tag{32}$$

în care s-a notat cu

δ_{jk}, simbolul Kronecker,

Δ_{jj}, primul minor de ordin j al matricii $[Z'_e]$,

$\Delta_{j-1,k}$, primul minor de ordin $(j-1)$, în care s-a suprimat coloana k și s-a înlocuit cu coloana j. Formulele de transformare sînt

$$[I'_e] = [C_\Delta]_t\ [I''_e], \tag{33}$$

$$[E''_e] = [C_\Delta]\ [E'_e], \tag{34}$$

$$[U''_e] = [C_\Delta]\ [U'_e], \tag{35}$$

$$[Z''_e] = [C_\Delta]\ [Z'_e]\ [C_\Delta]_t. \tag{36}$$

Matricea $[Z''_e]$ este diagonală, impedanțele interne ale generatoarelor Z''_{ekk} fiind date de relațiile

$$Z''_{ekk} = \frac{\Delta_{k-1,k-1}}{\Delta_{kk}}. \tag{37}$$

Din matricile $[Z'_{e1}]$ și $[Z'_{e2}]$ se pot determina cu formulele (31) și (32), matricile inferior triunghiulare $[C_{\Delta 1}]$ și $[C_{\Delta 2}]$ care transformă multipolii *MA* și *MP* în sistemul generatoarelor și impedanțelor Z''_{e2kk}, distincte (fig. 7*b*).

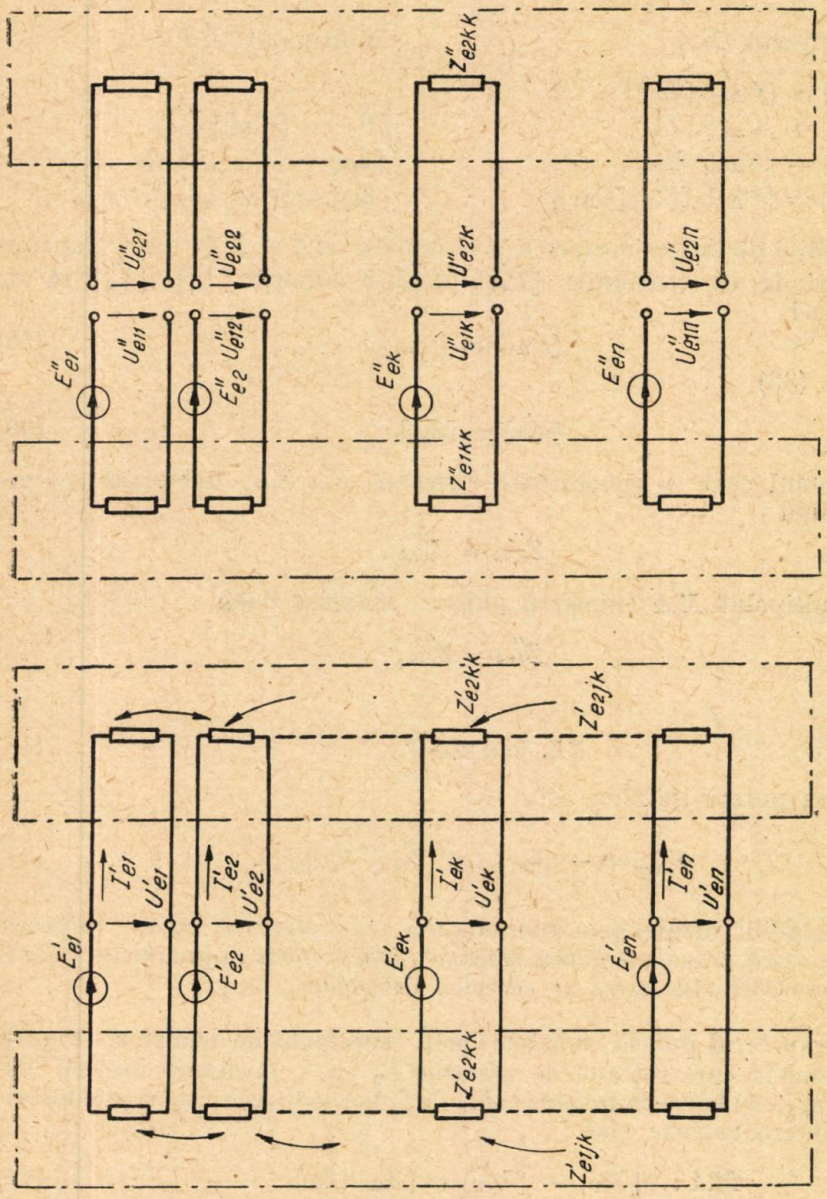


Fig. 7. — Scheme echivalente. *a*) schema Maxwell; *b*) schema reţelelor reduse.

Cu formulele de transformare (33)—(36), mărimile multipolilor MA și MP se transformă după cum urmează :

Multipolul MA	Multipolul MP
$[E''_{e1}] = [C_{\Delta 1}]\ [E'_{e1}]$,	
$[U''_{e1}] = [C_{\Delta 1}]\ [U'_{e1}]$,	$[U''_{e2}] = [C_{\Delta 2}][U'_{e2}]$,
$[I'_{e1}] = [C_{\Delta 1}]_t\ [I''_{e1}]$,	$[I'_{e2}] = [C_{\Delta 2}]_t\ [I''_{e2}]$,
$[Z''_{e1}] = [C_{\Delta 1}]\ [Z'_{e1}][C_{\Delta 1}]_t$.	$[Z''_{e2}] = [C_{\Delta 2}]\ [Z'_{e2}][C_{\Delta 2}]_t$.

Condiția de interconectare a multipolilor MA și MP, după transformare, pretinde ca tensiunile $[U''_{e1}]$, $[U''_{e2}]$ și curenții $[I''_{e1}]$, $[I''_{e2}]$ să fie egali și deci

$$[C_{\Delta 1}] = [C_{\Delta 2}], \tag{38}$$

adică din (32)

$$[Z'_{e1}] = [Z_{e2}]. \tag{39}$$

Sistemul celor n generatoare distincte E''_{e1k}, Z''_{e2kk} debitează putere maximă cînd

$$Z''_{e1kk} = Z''^{*}_{e2ik}$$

și deci multipolul MA transferă puterea maximă dacă

$$Z''_{e1ik} = Z''^{*}_{e2ik},$$

adică

$$[Z'_{e1}] = [Z'_{e2}]^{*}, \tag{40}$$

iar valoarea puterii maxime este

$$P_{max} = \frac{1}{4}\,[E'_{e1}]_t\,(\mathrm{re}\,[Z'_{e2}])^{-1}\,[E'_{e1}]^{*}. \tag{41}$$

S-a stabilit următoarea teoremă : *O rețea electrică activă, conectată cu o rețea pasivă, transferă putere maximă cînd tensorii impedanțelor (admitanțelor) aparente sînt egali și complex conjugați.*

8. Transferul puterii maxime prin multipolii de transfer. Pentru cazul general în care rețeaua de transfer R_t are o structură internă distinctă cu $(n_a + 1)$ borne la intrare și $(n_b + 1)$ borne la ieșire, ecuațiile matriciale de interconectare sînt :

$$MA: \quad [E'_{e1}] - [U'_{e1}] = [Z'_{e1}]\,[I'_{e1}], \tag{42}$$

$$MP: \quad [U'_{e1}] = [A]\,[U'_{e2}] + [B]\,[I'_{e2}], \tag{43}$$

$$[I'_{e1}] = [C]\,[U'_{e2}] + [D]\,[I'_{e2}], \tag{44}$$

$$MP: \quad [U'_{e2}] = [Z'_{e2}]\,[I'_{e2}]. \tag{45}$$

Eliminînd între ecuațiile (42), (43), (44), vectorii $[\dot{U}_{e1}]$ și $[\dot{I}_{e1}]$, se obține

$$([A] + [\dot{Z}_{e1}]\,[C])^{-1}\,[\dot{E}_{e1}] - [\dot{U}_{e2}] = ([A] + [\dot{Z}_{e1}]\,[C])^{-1}([B] + [\dot{Z}_{e1}]\,[D])[\dot{I}_{e2}]. \tag{46}$$

Ecuația (46) reprezintă multipolul generator echivalent MA' văzut de la bornele secundare ale multipolului MT, avînd vectorul forțelor electromotoare

$$[\dot{E}_{e0}] = ([A] + [\dot{Z}_{e1}]\,[C])^{-1}[\dot{E}_{e1}] \tag{47}$$

și tensorul impedanțelor interne

$$[\dot{Z}_{e0}] = ([A] + [\dot{Z}_{e1}]\,[C])^{-1}([B] + [\dot{Z}_{e1}]\,[D]). \tag{48}$$

Puterea activă transferată de multipolul activ MA' este maximă cînd

$$[\dot{Z}_{e0}] = [\dot{Z}_{e2}]^{*} = ([A] + [\dot{Z}_{e1}]\,[C])^{-1}([B] + [\dot{Z}_{e1}]\,[D]) \tag{49}$$

și are valoarea

$$P_{max} = \frac{1}{4}\,[\dot{E}_{e1}]_t \left\{ \mathrm{re}\left[[A] + [\dot{Z}_{e1}]\,[C]\right]_t^{-1}\left[[B] + [\dot{Z}_{e1}]\,[D]\right]^{-1}[\dot{E}_{e1}]\right\}^{*}. \tag{50}$$

Puterea maximă extrasă din multipolul MA corespunde maximului formei pătratice a matricei

$$([A] + [\dot{Z}_{e1}]\,[C])_t^{-1}\,([B] + [\dot{Z}_{e1}]\,[D])^{-1}. \tag{51}$$

Ca și în cazul cuadripolului, condițiile de adaptare pentru puterea maximă la ieșire nu corespund cu condițiile de adaptare de la intrare.

Aplicație. Un alternator formal (presupus pentru generalitate asimetric) alimentează prin linia electrică trifazată cu fir neutru de construcție asimetrică patru impedanțe montate în stea (fig. 8). Se cere să se determine condițiile de transfer al puterii maxime.

Schema echivalentă constă din tetrapolul activ TA (alternatorul) alimentînd prin octopolul cu patru borne de intrare și patru borne de ieșire (linia) OT, tetrapolul pasiv TP (impedanța de sarcină).

Vom stabili mai întîi ecuațiile matriciale al regimurilor externe pentru tetrapoli și octopol. Tetrapolul TA are $l = 4$ elemente, $m = 1$ conexiuni interne și $(n + 1) = 4$ conexiuni externe deci $n = 3$ curenți independenți externi. Ecuația matricială (2) are forma

$$\begin{bmatrix} E_1 \\ E_2 \\ E_3 \\ 0 \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} U_{10} \\ U_{20} \\ U_{30} \\ 0 \end{bmatrix} = \left[\begin{array}{ccc:c} z_{11}, & z_{12}, & z_{13}, & 0 \\ z_{21}, & z_{22}, & z_{23}, & 0 \\ z_{31}, & z_{32}, & z_{33}, & 0 \\ \hdashline 0, & 0, & 0, & 0 \end{array}\right] \begin{bmatrix} I_{e1} \\ I_{e2} \\ I_{e3} \\ I_{e4} \end{bmatrix}. \tag{52}$$

Matricea de conexiune $[C]$ care se referă în acest caz numai la conexiunile externe se obține din

$$[I_{e1}] = [C_e]\,[I'_{e_1}],\quad \begin{bmatrix} I_{e1} \\ I_{e2} \\ I_{e3} \\ I_{e4} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 1, & 0, & 0 \\ 0, & 1, & 0 \\ 0, & 0, & 1 \\ -1, & -1, & -1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} I_{e1} \\ I_{e2} \\ I_{e3} \end{bmatrix}, \tag{53}$$

în care s-au ales primii trei curenți ca liniar independenți. Parametrii regimului extern se obțin transformînd matricele $[E]$, $[U]$, $[Z]$ prin matricea de conexiune $[C_e]$,

$$[E'_{e1}] = [C_e]_t\,[E_1] = \begin{bmatrix} E_1 \\ E_2 \\ E_3 \end{bmatrix}, \qquad [U'_{e1}] = [C_e]_t\,[U_{e1}] = \begin{bmatrix} U_{10} \\ U_{20} \\ U_{30} \end{bmatrix},$$

$$[Z'_{e1}] = [C]_t\,[Z_1]\,[C] = \begin{bmatrix} \mathfrak{z}_{11}, & \mathfrak{z}_{12}, & \mathfrak{z}_{13} \\ \mathfrak{z}_{21}, & \mathfrak{z}_{22}, & \mathfrak{z}_{23} \\ \mathfrak{z}_{31}, & \mathfrak{z}_{32}, & \mathfrak{z}_{33} \end{bmatrix} \tag{54}$$

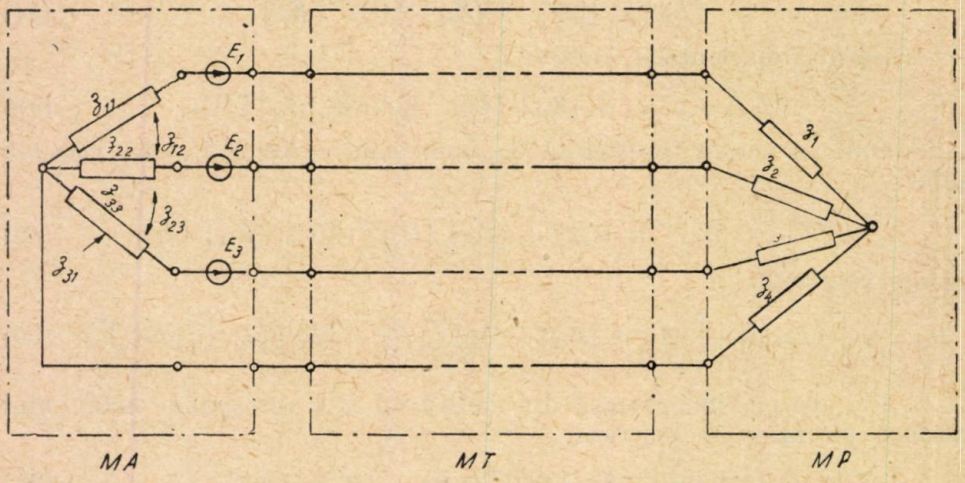


Fig. 8. — Tetrapolul activ interconectat cu tetrapolul pasiv prin tetrapolul de transfer.

iar ecuația regimului extern va fi

$$[E'_{e1}] - [U'_{e1}] = [Z'_{e1}]\,[I'_{e1}]. \tag{55}$$

Pentru linia trifazată cu fir neutru și avînd constantele lineice diferite pentru cele patru fire, ecuațiile octopolului se deduc din ecuațiile de propagare pe liniile electrice lungi multifilare cu construcție asimetrică în regim dezechilibrat de tensiuni și curenți. În lucrarea [10] s-au stabilit ecuațiile de propagare

$$\begin{aligned} [U'_{e1}] &= \operatorname{ch}[\gamma]\,l\,[U'_{e2}] + [Z'_e]\operatorname{sh}[\gamma]\,l\,[I'_{e2}], \\ [I'_{e1}] &= \operatorname{ch}[\gamma]\,l\,[I'_{e2}] + [Z'_e]^{-1}\operatorname{sh}[\gamma]\,l\,[U'_{e2}], \end{aligned} \tag{56}$$

în care pentru linia cu patru fire, matricele $[U'_{e1}]$, $[I'_{e1}]$ sînt de forma (54) și $[U'_{e2}]$, $[I'_{e2}]$ de forma (58), $[\gamma]$ este matricea exponenților lineici de propagare și $[Z'_e]$ matricea impedanțelor caracteristice. Rezolvînd ecuațiile (56) în raport cu mărimile de intrare $[U'_{e1}]$, $[I'_{e1}]$, se obține

$$\begin{aligned} [U'_{e1}] &= [A]\,[U'_{e2}] + [B]\,[I'_{e2}], \\ [I'_{e1}] &= [C]\,[U'_{e2}] + [D]\,[I'_{e2}], \end{aligned} \tag{57}$$

în care

$$[A] = \operatorname{ch}[\gamma]\, l,\quad [B] = [Z_c'] \operatorname{sh}[\gamma]\, l, \tag{58}$$

$$[C] = [Z_c']^{-1} \operatorname{sh}[\gamma]\, l,\quad [D] = \operatorname{ch}[\gamma]\, l.$$

Pentru tetrapolul TP, la fel ca la tetrapolul TA, ecuația (2) se scrie sub forma

$$[U_2] = [Z_2]\,[I_2],\quad \begin{bmatrix} U_{1'0'} \\ U_{2'0'} \\ U_{3'0'} \\ U_{4'0'} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} Z_1 & & & \\ & Z_2 & & \\ & & Z_3 & \\ & & & Z_4 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} I_{1'0'} \\ I_{2'0'} \\ I_{3'0'} \\ I_{4'0'} \end{bmatrix}. \tag{59}$$

Cu aceeași matrice de conexiune, matricile $[U_2]$ și $[Z_2]$ se transformă după formulele

$$[U_{e_2}'] = [C_e]_t\,[U_2] = \begin{bmatrix} U_{1'0'} - U_{4'0'} \\ U_{2'0'} - U_{4'0'} \\ U_{3'0'} - U_{4'0'} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} U_{e1'4'} \\ U_{e2'4'} \\ U_{e3'4'} \end{bmatrix},$$

$$[Z_2'] = [C_e]_t\,[Z_2]\,[C] = \begin{bmatrix} Z_1 + Z_4, Z_4, Z_4 \\ Z_4, Z_2 + Z_4, Z_4 \\ Z_4, Z_4, Z_3 + Z_4 \end{bmatrix}. \tag{60}$$

Cazul 1. Se neglijează parametrii lineici ai liniei, tetrapolul TA fiind conectat direct cu tetrapolul TB prin conductoare fără impedanțe. Transferul puterii maxime are loc cînd $[Z_{e1}'] = [Z_{e2}']$ și deci din (54) și (60)

$$\underline{\delta}_{ii} = \underline{Z}_i^* + \underline{Z}_4^*,\ \underline{\delta}_{ij} = \underline{Z}_4^*\ (ij = 1,2,3),$$

sau

$$\underline{\delta}_{ii} - \underline{\delta}_{ij} = \underline{Z}_i^*,\ \delta_{ij} = Z_4^*,$$

adică impedanțele mutuale $\underline{\delta}_{ij}$ trebuie să fie egale.

Cazul 2. Condițiile de adaptare pentru puterea maximă la ieșire stabilesc valoarea puterii

$$P_{max} = \frac{1}{4}[E_{e1}']_t \left\{ \operatorname{re}\left(\operatorname{ch}[\gamma]\, l + [Z_{e1}']\,[Z_c']^{-1} \operatorname{sh}([\gamma]\, l)_t^{-1}([Z_c'] \operatorname{sh}[\gamma]\, l + \right.\right.$$

$$\left.\left. + [Z_{e1}'] \operatorname{ch}[\gamma]\, l)^{-1}\right\} [E_{e1}']^* \tag{61}$$

iar pentru $P_{max\,max}$ condițiile de adaptare la intrare pretind maximul formei pătratice a matricei

$$(\operatorname{ch}[\gamma]\, l + [Z_{e1}']\,[Z_c']^{-1} \operatorname{sh}[\gamma]\, l)_t^{-1}([Z_c'] \operatorname{sh}[\gamma]\, l + [Z_{e1}'] \operatorname{ch}[\gamma]\, l)^{-1}.$$

Observație. Pentru cazul particular al cuadripolului conectat la intrare cu dipolul generator și la ieșire cu dipolul receptor, condițiile de adaptare la intrare pentru puterea maximă se obțin prin particularizarea expresiei (61), în care termenii matriciali se înlocuiesc cu termeni scalari.

Concluzii. Exprimarea matricială a regimurilor electrice și magnetice ale rețelelor permite studiul comportării globale și oferă posibilitatea generalizării unor teoreme din teoria rețelelor stabilite în cazurile particulare ale dipolilor sau cuadripolilor (teorema transferului puterii maxime, teoremele Thevenin-Norton, scheme echivalente etc.).

Pasivizarea rețelelor active permite transferul surselor, astfel încît studiul multipolilor activi se reduce la studiul multipolilor pasivi, regimul tensiunilor și curenților externi rămînînd același.

În studiul rețelelor deschise (multipoli) interesînd numai regimul electric extern, în aceleași condiții de transfer al puterii maxime (cu sau fără rețea de transfer), se pot aplica rețelelor interconectate transformări echivalente de tipul Howitt rezultînd diferite structuri interne [10].

Institutul politehnic, București,
Catedra de electrotehnică 1

К ВОПРОСУ О ПЕРЕНОСЕ ЭЛЕКТРИЧЕСКОЙ МОЩНОСТИ В ОБЪЕДИНЕННЫХ СЕТЯХ

КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ

В настоящей работе автор пытается разрешить вопрос передачи электромагнитной энергии в объединенных сетях в условии переноса максимальной мощности при помощи тензорного исчисления.

Устанавливаются внешние матричные уравнения незамкнутых сетей, определяющие внешний электрический режим незамкнутой сети и дающие возможность определить эквивалентные схемы и режим мощностей.

Путем анализа пассивизации активных сетей доказывается возможность переноса источников, так что исследование активных многополюсников сводится к рассмотрению пассивных многополюсников, причем режим внешних токов и напряжений остается неизменным.

Устанавливается также теорема передачи максимальной мощности между многополюсным генератором с каскадным соединением и пассивным многополюсником.

В заключение рассматривается случай асимметричного генератора, питающего через трехфазную линию с нейтральным проводом, асимметричную систему импедансов, соединенных в звезду.

ОБЪЯСНЕНИЕ РИСУНКОВ

Рис. 1. Объединенные сети. *a)* активная сеть R_a, соединенная с пассивной сетью R_b посредством передовой сети R_t; *b)* генераторный двуполюсник D_g, присоединенный с приемным двухполюсником D_e через переводный четырехполюсник C_t.

Рис. 2. — Эквивалентные схемы. *a)* схема активного многополюсника; *b)* многополюсный генератор; *c)* матричная полюсная диаграмма.

Рис. 3. — Эквивалентные схемы. *a)* схема активного многополюсника; *b)* многополюсный генератор тока; *c)* матричная полюсная диаграмма.

Рис. 4 — Эквивалентные схемы Максвелла.

Рис. 5. — Эквивалентные схемы. *a)* многополюсник, пассивированный электродвигательными силами; *b)* многополюсник, пассивированный генераторами тока.

Рис. 6. — Многополюсники с группированными подводами. *a)* многополюсник q с подводами *b)* эквивалентная схема многополюсников MA и MP, соединенных посредством переводного многополюсника MT.

Рис. 7. — Эквивалентные схемы. *a)* схема Максвелла; *b)* схема приведенных сетей.

Рис. 8. — Активный четырехполюсник, соединенный с пассивным четырехполюсником переводного четырехполюсника.

CONTRIBUTION À L'ÉTUDE DU TRANSFERT DE PUISSANCE ÉLECTRIQUE ENTRE DES RÉSEAUX INTERCONNECTÉS

RÉSUMÉ

Par l'application du calcul tensoriel, l'auteur cherche la solution du problème de la transmission de l'énergie électromagnétique entre des réseaux interconnectés, dans les conditions du transfert de la puissance maximum.

Il établit les équations matricielles externes des réseaux ouverts qui définissent le régime électrique extérieur d'un réseau ouvert et qui permettent de présenter les schémas équivalents, ainsi que le régime des puissances.

L'analyse des réseaux actifs devenus passifs, démontre la possibilité du transfert des sources ; de la sorte, l'étude des multipôles actifs se réduit à l'étude des multipôles passifs, le régime des courants et des tensions extérieurs restant le même.

On établit, en outre, le théorème du transfert de la puissance maximum entre un multipôle générateur et un multipôle passif, interconnectés en cascade.

Pour conclure, l'auteur présente une application au cas d'un générateur asymétrique alimentant, par une ligne électrique triphasée à fil neutre, une construction asymétrique d'impédances montées en étoile.

EXPLICATION DES FIGURES

Fig. 1. — Réseaux interconnectés : *a*) le réseau actif R_a interconnecté au réseau passif R_b par l'intermédiaire du réseau de transfert R_t ; *b*) le dipôle générateur D_g est connecté au dipôle récepteur D_e par le quadripôle de transfert C_t.

Fig. 2 — Schémas équivalents : *a*) schéma du multipôle actif ; *b*) générateur multipolaire ; *c*) diagramme polaire matriciel.

Fig. 3. — Schémas équivalents : *a*) schéma du multipôle actif ; *b*) generateur multipolaire de courant ; *c*) diagramme polaire matriciel.

Fig. 4. — Schémas de Maxwell équivalents.

Fig. 5. — Schémas équivalents : *a*) multipôle rendu passif, à des forces électromotrices ; *b*) multipôle rendu passif, à des générateurs de courant.

Fig. 6. — Multipôles à des accès groupés : *a*) multipôle à q accès ; *b*) schéma équivalent des multipôles MA et MP interconnectés par le multipôle de transfert MT.

Fig. 7. — Schémas équivalents : *a*) schéma de Maxwell ; *b*) schéma des réseaux réduits.

Fig. 8. — Quadripôle actif interconnecté au quadripôle passif par le quadripôle de transfert.

BIBLIOGRAFIE

1. G. KRON, *Tensor Analysis of Networks*, New York, 1939.
2. I. S. ANTONIU, *Introducere în aplicarea calculului matricial la studiul rețelelor electrice*, Ed. Acad. R.P.R., București, 1953.
3. A. FRANSUA, *Cîteva precizări în legătură cu aplicarea calculului matricial*, Studii și cercetări de energetică, **IV**, *4*, 461 (1956).
4. M. LEON, *Stabilirea rețelelor electrice echivalente ale multipolilor liniari*, Buletinul Academiei tehnice militare, **IV**, *3*, 118 (1958).
5. M. PREDA, *Considerații asupra aplicării calculului matricial în studiul rețelelor electrice*, Electrotehnica, **V**, *5*, 134 (1957).
6. Е. МЕЕРОВИЧ, *Геометрическая теория электрических цепей*, Электричество, *2*, 30 (1947).
7. И. КРАСНОСЕРБСКИЙ. *Топологические методы*, Москва 1947.
8. Р. ВОРОНОВ, *Общая теория четырехполюсников*, Москва, 1950.
9. C. MOCANU, *O teoremă în studiul rețelelor electrice prin calculul matricial*, Studii și cercetări de energetică, **VI**, *4*, 473 (1956).
10. — *Transmisia energiei electromagnetice pe liniile lungi trifazate cu construcție asimetrică în regim dezechilibrat*, Studii și cercetări de energetică, **VIII**, *4*, 573 (1958).
11. M. BAYARD, *Théorie des réseaux de Kirchhoff*, Paris, 1954.
12. R. RĂDULEȚ, *Bazele teoretice ale electrotehnicei*, Litografia Min. Învățămîntului București, 1955.

ÎN LEGĂTURĂ CU ECHIVALAREA ROTORULUI ÎN COLIVIE DE VEVERIŢĂ AL MOTORULUI ASINCRON PRINTR-O ÎNFĂŞURARE POLIFAZATĂ NORMALĂ*)

DE

AL. FRANSUA

Teoria coliviei de veveriţă ca înfăşurare rotorică a motorului asincron a fost elaborată încă din 1921 [1]. Toţi autorii care au reluat această teorie sînt de acord în a considera înfăşurarea în colivie de veveriţă ca o înfăşurare polifazată simetrică, care creează un cîmp învîrtitor în mod asemănător oricăror înfăşurări polifazate cu p perechi de poli parcurse de curenţi polifazaţi. Însă atunci cînd este vorba de a stabili parametrii acestei înfăşurări speciale — colivia de veveriţă cu N_2 bare — autorii recurg în general la diferite analogii mai mult sau mai puţin justificate şi stabilesc numărul de faze m_2, numărul de spire pe fază w_2, coeficientul de înfăşurare ξ_2,, tensiunea electromotoare de fază U_{e2} şi curentul de fază I_2, rezistenţa R_2 şi reactanţa de dispersie pe fază X_{d2} ca şi coeficientul de raportare k_z al parametrilor coliviei de veveriţă la înfăşurarea statorică în moduri foarte diferite. Acest lucru creează dificultăţi pentru cei ce abordează teoria maşinilor electrice. În plus, unii autori au în raţionamentele lor şi unele scăpări, care pot conduce şi pe cei iniţiaţi în teoria maşinilor electrice la erori.

În cele ce urmează, se vor trece în revistă cele cinci metode diferite de echivalare a coliviei de veveriţă printr-o înfăşurare polifazată (vezi tabela) întîlnite în literatura consultată. Unele din aceste metode sînt eronate şi se va arăta în ce constă eroarea lor. Se va arăta, de asemenea că aceste cinci metode nu epuizează toate posibilităţile teoretice. Se va preciza calea justă de abordare a acestei probleme, punîndu-se în evidenţă faptul că discuţia despre numărul echivalent de faze m_2, numărul de spire echivalent w_2 etc. nu-şi are rostul, problema putînd fi rezolvată fără a se recurge la consideraţii arbitrare.

---

*) Lucrare prezentată Institutului de energetică la data de 24 octombrie 1958.

Autorii	Coeficientul de raportare al parametrilor coliviei la înfășurarea statorică	Tensiunea electromotoare de fază U_{e2}	Curentul de fază I_2	Rezistența de fază R_2	Reactanța de dispersie X_{d2}	Numărul fazelor m_2	Numărul spirelor pe fază și pereche de poli w_2/p	Coeficientul de înfășurare ξ_2	OBSERVAȚII
[2] ÷ [11] [19]	$\frac{4m_1(w_1\xi_1)^2}{N_2}$	$U_{eb}^{*)}$	I_b	$R_b + \frac{R_i^{*)}}{2\sin^2 p\frac{\pi}{N_2}}$	$X_b + \frac{X_i^{*)}}{2\sin^2 p\frac{\pi}{N_2}}$	N_2	$1/2p$	1	justă
[12] ÷ [17]	$\frac{4pm_1(w_1\xi_1)^2}{N_2}$	U_{eb}	pI_b	$\frac{1}{p}\left(R_b + \frac{R_i}{2\sin^2 p\frac{\pi}{N_2}}\right)$	$\frac{1}{p}\left(X_b + \frac{X_i}{2\sin^2 p\frac{\pi}{N_2}}\right)$	N_2/p	$1/2p$	1	justă
[20]	—	—	I_b	—	—	N_2/p	$1/2$	1	eronată
[21]	—	—	—	—	—	$N_2/2p$	—	—	necompletă
[22]	—	—	I_i	—	—	N_2/p	1	1	eronată

*) Indicele b se referă la o bară a coliviei, iar indicele i la un segment al inelelor de scurtcircuitare.

Mai întîi trebuie luate în considerație cîteva date teoretice, care justifică diversitatea metodelor de echivalare. Într-adevăr, această diversitate se bazează pe faptul că o colivie de veveriță prezintă mai multe posibilități de alegere a „fazelor" înfășurării rotorice.

I. Astfel, se poate considera că „faza" rotorică este caracterizată prin tensiunea electromotoare indusă într-o bară și prin curentul din acea bară, cu alte cuvinte prin considerarea fiecărei bare ca o fază. O dată făcută această alegere, ceilalți parametri echivalenți ai coliviei de veveriță rezultă. Spre deosebire de autorii [2]—[11], în cele ce urmează vom da o demonstrație riguroasă și nu vom recurge la diferite analogii pentru deducerea acestor parametri echivalenți.

Tensiunea electromotoare (valoarea efectivă) indusă într-o bară a coliviei de veveriță presupusă în nemișcare de către cîmpul învîrtitor rezultant cu repartiție sinusoidală va fi (vezi anexa I)

$$U_{e2} = \frac{2\pi}{\sqrt{2}} \gamma_0 \Phi_m \frac{1}{2} f,$$

în care γ_0 este o constantă care depinde de sistemul de unități ales, Φ_m fluxul (valoare maximă) corespunzător unui pas polar al cîmpului învîrtitor și f frecvența tensiunii electromotoare induse. Același cîmp învîrtitor induce în înfășurarea statorului cu w_1 spire și ξ_1 coeficient de înfășurare tensiunea electromotoare

$$U_{e1} = \frac{2\pi}{\sqrt{2}} \gamma_0 w_1 \xi_1 \Phi_m f.$$

Raportul celor două tensiuni electromotoare conduce la expresia coeficientului de raportare a tensiunilor înfășurării rotorice la înfășurarea statorică

$$k_e = \frac{U_{e1}}{U_{e2}} = 2 w_1 \xi_1. \tag{1}$$

Pentru o mașină avînd pe rotor o înfășurare normală polifazată acest coeficient are o expresie cunoscută

$$k'_e = \frac{w_1 \xi_1}{w_2 \xi_2}. \tag{2}$$

Din comparația relațiilor (1) și (2) rezultă imediat că

$$w_2 \xi_2 = \frac{1}{2}. \tag{3}$$

Pe de altă parte, tensiunea magnetomotoare învîrtitoare (valoare maximă) a coliviei de veveriță are expresia (anexa II)

$$V_2 = \frac{\varkappa \nu_0 N_2 I_b \sqrt{2}}{2\pi p} = \frac{\varkappa \nu_0 N_2 I_2 \sqrt{2}}{2\pi p}.$$

În același timp, tensiunea magnetomotoare învîrtitoare statorică este

$$V_1 = \frac{\varkappa \nu_0 m_1 w_1 \xi_1 I_1 \sqrt{2}}{\pi p}.$$

Coeficientul de raportare la înfășurarea statorului a curenților coliviei va fi (se consideră $I_2 = I_1$)

$$k_1 = \frac{V_1}{V_2} = \frac{2m_1 w_1 \xi_1}{N_2}, \tag{4}$$

pe cînd același coeficient în cazul înfășurărilor polifazate pe ambele armături are expresia

$$k_i' = \frac{m_1 w_1 \xi_1}{m_2 w_2 \xi_2}. \tag{5}$$

Din comparația relațiilor (4) și (5) și ținînd seama de (3) se obține

$$m_2 = N_2.$$

Prin urmare, în urma alegerii $U_{e2} = U_{eb}$ și $I_2 = I_b$ rezultă inevitabil că numărul de faze ale coliviei este dat de numărul de bare. Pentru numărul de spire pe fază w_2 și coeficientul de înfășurare ξ_2 nu se pot obține valori precise, dat fiind existența unei singure condiții (3). Autorii [2] ÷ [11] consideră $w_2 = \frac{1}{2}$ și $\xi_2 = 1$. Acești autori caută o justificare fizică a acestei alegeri arbitrare, dar trebuie recunoscut că nu se poate găsi, problema fiind nedeterminată. Alegerea făcută nu conduce însă la erori de calcul.

În privința rezistenței și reactanței de dispersie pentru faza rotorică, lucrurile sînt simple (se demonstrează în general pe bază energetică),

$$R_2 = R_b + \frac{R_i}{2\sin^2 p\frac{\pi}{N_2}},$$

$$X_{d2} = X_b + \frac{X_i}{2\sin^2 p\frac{\pi}{N_2}},$$

coeficientul de raportare al acestor parametri la înfășurarea statorului fiind același

$$k_2 = k_e k_i = \frac{4m_1 (w_1 \xi_1)^2}{N_2}.$$

II. Este posibilă și o altă alegere a fazei rotorice. Astfel se poate presupune că sub fiecare pereche de poli ai mașinii se găsesc bare ale coliviei

în exact aceeași situație din punct de vedere electromagnetic și că aceste bare fiind legate în paralel formează o fază. Se consideră deci ca mărimi de bază ale fazei $U_{e2} = U_{eb}$ și $I_2 = pI_b$. Din această ipoteză rezultă

$$k_e = 2w_1\xi_1,$$

$$k_i = \frac{2pm_1w_1\xi_1}{N_2},$$

de unde

$$m_2 = \frac{N_2}{p}, \quad w_2\xi_2 = \frac{1}{2}.$$

Autorii [12]÷[17] preferă această echivalare, cu ipoteza $w_2 = \frac{1}{2}$ și $\xi_2 = 1$. Pentru rezistența și reactanța de dispersie, se demonstrează ușor, sînt valabile formulele

$$R_2 = \frac{1}{p}\left(R_b + \frac{R_i}{2\sin^2 p\frac{\pi}{N_2}}\right),$$

$$X_{d2} = \frac{1}{p}\left(X_b + \frac{X_i}{2\sin^2 p\frac{\pi}{N_2}}\right),$$

coeficientul de raportare fiind

$$k_z = \frac{4pm_1(w_1\xi_1)^2}{N_2}.$$

Formal, această echivalare este tot atît de justă ca și prima. Împotrivă pot exista însă obiecții. Se știe că în cele mai multe cazuri, numărul de bare ale coliviei nu este divizibil prin numărul de perechi de poli. În consecință nu mai putem găsi p bare în paralel, fiecare în aceleași condiții electromagnetice. În acest caz, din punct de vedere științific cade relația $I_2 = pI_b$ (curenții sînt diferiți). Această relație nu mai are nici un sens fizic, deși formal ea poate fi folosită în continuare. Dar dacă, se trec cu vederea argumentele științifice în favoarea calculului formal, atunci trebuie arătat că mai există o infinitate de alte echivalări posibile, juste formal, dar fără sens fizic. Se poate presupune de exemplu $I_2 = aI_b$, a fiind un număr absolut oarecare, și va rezulta $m_2 = \frac{N_2}{a}$ (număr întreg sau fracționar). Un bun exemplu în acest sens este oferit de [21], în care, fără a se intra în amănunte, se afirmă că o colivie de veveriță poate fi echivalată cu o înfășurare polifazată cu $m_2 = \frac{N_2}{2p}$ faze, ceea ce atrage după sine $I_2 = 2pI_b$.

În plus, atunci cînd analizăm armonicile superioare, care au $2vp$ poli, ar însemna că se schimbă numărul de faze, ceea ce nu este firesc. De aceea echivalarea grupului de autori [12]÷[17] este forțată și nu are caracter de generalitate.

Cu această ocazie, trebuie semnalate și unele scăpări care apar în unele lucrări. Astfel în [18] se consideră $m_2 = \frac{N_2}{p}$; $w_2 = \frac{1}{2}$ și $\xi_2 = 1$, însă se ia $I_2 = I_b$*). Evident aici este vorba de o scăpare. Această scăpare nu mai apare în noua lucrare [19].

În [20] se consideră de asemenea $m_2 = \frac{N_2}{p}$, $\xi_2 = 1$ și $\frac{w_2}{p} = \frac{1}{2}$**) Această echivalare este greșită, indiferent de alegerea curentului de fază deoarece nu se respectă condiția $w_2\xi_2 = \frac{1}{2}$.

III. Există și o altă posibilitate de alegere a fazei rotorului, care are un sens fizic. Se poate considera astfel că faza este parcursă de un curent $I_2 = I_i$ și că tensiunea electromotoare indusă în fază este egală cu tensiunea indusă într-un ochi al coliviei de veveriță format de două bare vecine și cele două segmente de inel dintre ele $U_{e2} = |\overline{U}_{eb.k} - \overline{U}_{eb.k+1}|$. În acest caz coeficienții de raportare vor fi

$$k_e = \frac{w_1\xi_1}{\sin p\frac{\pi}{N_2}},$$

$$k_i = \frac{m_1 w_1 \xi_1}{N_2 \sin p\frac{\pi}{N_2}}.$$

Din studiul acestor coeficienți de raportare în comparație cu cei ai mașinii cu rotor bobinat, rezultă

$$m_2 = N_2, \quad w_2\xi_2 = \sin p\frac{\pi}{N_2}.$$

Se poate deci presupune $w_2 = 1$ și $\xi_2 = \sin p\frac{\pi}{N_2}$. Cu alte cuvinte, în această echivalare, se consideră că numărul de faze este egal cu numărul de bare, că înfășurarea posedă o spiră pe fază iar coeficientul de înfășurare

---

*) [18], p. 399, formula(39, 20a), $I_2 = 2\,I_i \sin p\frac{\pi}{2}$ și cum $I_b = 2\,I_i \sin p\frac{\pi}{N_2}$, rezultă $I_2 = I_b$.

**) În [20], p. 146, se scrie $qz = \frac{1}{2}$, or q corespunde în notațiile din acest articol mărimii $\frac{w_2}{p}$; q = „Nuten je Pol und Phase", z =, „Leiterzahl in der Nut".

se reduce la coeficientul de scurtare (pasul bobinei redus la maximum $y = 1$ și pasul polar $\tau = \frac{N_2}{2p}$, $\sin \frac{1}{2} \cdot \frac{y}{\tau} \pi = \sin p \frac{\pi}{N_2}$). Remarcăm imediat că această echivalare are semnificații fizice mai profunde decît prima.

Rezistența și reactanța de dispersie pentru o fază rezultă (anexa III)

$$R_2 = 2R_i + 4R_b \sin^2 p \frac{\pi}{N_2},$$

$$X_{d2} = 2x_i + 4x_b \sin^2 p \frac{\pi}{N_2},$$

iar coeficientul de raportare

$$k_z = \frac{m_1 (w_1 \xi_1)_3}{N_2 \sin^2 p \frac{\pi}{N_2}}.$$

În literatura consultată această metodă de echivalare nu a fost întîlnită. O încercare asemănătoare se regăsește în [22], unde nu se precizează nimic în legătură cu rezistența, reactanța de dispersie și tensiunea electromotoare indusă, ci se demonstrează doar expresia tensiunii magnetice învîrtitoare. Numai pe această bază este normal să se ajungă la o echivalare eronată. Se afirmă astfel că $m_2 = \frac{N_2}{p}$, $\frac{w_2}{p} = \frac{1}{2}$ și $\xi = \sin p \frac{\pi}{N_2}$ *)

În consecință, pe baza celor demonstrate mai sus, se poate afirma că în dezvoltarea teoriei coliviei de veveriță, dacă se respectă rigurozitatea științifică și se evită orice ipoteze arbitrare, problema echivalării unei colivii printr-o înfășurare polifazată nu are sens și nu reprezintă o necesitate practică. Se poate lucra foarte ușor cu mărimile de fază U_{e2}, I_2, R_2, X_{d2} și coeficienții de raportare corespunzători celor două variante posibile, care au bază fizică și caracter de generalitate ($U_{e2} = U_{eb}$, $I_2 = I_b$ sau $U_{e2} = |\overline{U}_{eb,k} - \overline{U}_{eb,k+1}|$ și $I_2 = I_i$). A căuta pe m_2, w_2, ξ_2, echivalenți nu are rost și nu duce la soluții univoce (pentru w_2 și ξ_2).

Dacă se ține cu orice preț la o echivalare, singurele echivalări juste și riguroase sînt I și III.

În anexele alăturate se calculează tensiunea electromotoare indusă într-o bară, cîmpul învîrtitor creat de curenții coliviei (o metodă nouă de calcul, care nu recurge la analogii) și rezistența și reactanța de dispersie pe fază.

---

*) În [22], la p. 290 se scrie $w = \frac{1}{2}$ „Leiterzahl je Spule"; „Windungszahl einer Zweischichtwicklungsspule"; în notațiile din acest articol $w = \frac{w_2}{p}$. De altfel, în [22] se întîlnesc și inconsecvențe. În timp ce la p. 290 se propune echivalarea expusă mai sus, la p. 329 se afirmă: „Die Käfigwicklung mit N_2 Stäben ist als eine N_2 — phasige Wicklung aufzufassen mit je einem Stab je Wicklungsstrang", adică o colivie de veveriță cu N_2 bare se poate considera ca o înfășurare cu N_2 faze.

ANEXA I

CALCULUL TENSIUNII ELECTROMOTOARE INDUSE ÎNTR-O BARĂ A ROTORULUI

Se consideră o colivie de veveriță cu N_2 bare măturate de un cîmp învîrtitor

$$b(\alpha, t) = B_m \cos(p\Omega t - p\alpha) = B_m \cos(\omega t - p\alpha)$$

cu $2p$ poli și viteza unghiulară $\Omega = \frac{\omega}{p}$. Se echivalează colivia printr-o dublă stea cu conductor de închidere A-B fictiv (fig. 1). Tensiunea electromotoare indusă într-o bară este egală cu tensiunea electromotoare indusă de cîmpul învîrtitor într-o spiră echivalentă rotorică *1* cu o latură exterioară (bara 1) la periferia statorului și una interioară în axa rotorului (conductorul fictiv de închidere). Din punctul de vedere al inducției electromagnetice contînd numai viteza relativă între spiră și cîmpul învîrtitor, putem considera că spira se învîrte în sens invers cu viteza unghiulară $-\Omega$ și că viteza cîmpului magnetic este nulă.

Conform legii inducției electromagnetice, tensiunea electromotoare inclusă va fi

$$u_e^{(1)} = \gamma_0 \int_{\Gamma_1} (\bar{v} \times \bar{b})\, d\bar{r},$$

integrala efectuîndu-se de-a-lungul conturului Γ_1 al spirei *1*. Cum în conductorul interior viteza de deplasare este nulă, în laturile frontale ale spirei se poate considera $b = 0$ iar în lungul laturii exterioare $(\bar{v} \times \bar{b})d\bar{r} = vb\, dr$; rezultă

$$u_e^{(1)} = \gamma_0\, bLv = \gamma_0\, B_m\, Lv \cos p\gamma, \qquad (1)$$

dacă γ este unghiul între axa unui pol N al cîmpului fix și planul spirei, cu $\gamma = \Omega t + \gamma_0$ (putîndu-se conta pentru simplitate, $\gamma_0 = 0$). Cum

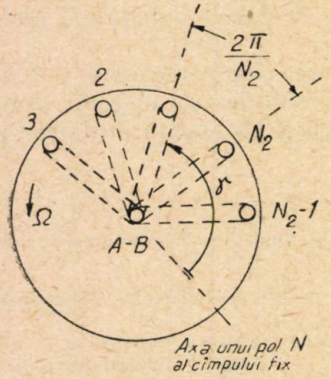


Fig. 1

$$v = \frac{\tau\omega}{\pi} = 2f\tau,$$

rezultă

$$u_e^{(1)} = \frac{2\pi}{\sqrt{2}}\gamma_0\left(\frac{2}{\pi}B_m L\tau\right)\frac{1}{2} f\sqrt{2}\cos\omega t.$$

Cum

$$\frac{2}{\pi}B_m L\tau = \Phi_m,$$

putem scrie

$$U_e^{(1)} = \frac{2\pi}{\sqrt{2}}\gamma_0\,\Phi_m\,\frac{1}{2} f\sqrt{2}\cos\omega t.$$

Pentru spira a doua decalată în spațiu cu unghi $\frac{2\pi}{N_2}$ se găsește

$$u_e^{(2)} = \frac{2\pi}{\sqrt{2}} \gamma_0 \Phi_m \frac{1}{2} f \sqrt{2} \cos\left(\omega t - p \frac{2\pi}{N_2}\right),$$

iar pentru o spiră $k+1$ decalată în spațiu față de prima spiră cu unghiul $k\frac{2\pi}{N_2}$ se găsește

$$u_e^{(k)} = \frac{2\pi}{\sqrt{2}} \gamma_0 \Phi_m \frac{1}{2} f \sqrt{2} \cos\left(\omega t - pk \frac{2\pi}{N_2}\right).$$

ANEXA II

CALCULUL CÎMPULUI ÎNVÎRTITOR AL UNEI COLIVII

Curenții în bare au expresiile

$$\begin{aligned} i^{(1)} &= I_b \sqrt{2} \cos \omega t, \\ i^{(2)} &= I_b \sqrt{2} \cos\left(\omega t - p \frac{2\pi}{N_2}\right), \\ &\vdots \\ i^{(N_2)} &= I_b \sqrt{2} \cos\left[\omega t - (N_2 - 1) p \frac{2\pi}{N_2}\right]. \end{aligned}$$

Să notăm tensiunea magnetică între stator și rotor la un moment dat, tensiune corespunzătoare arcului $\frac{2\pi}{N_2}$ cuprins între barele k și $k+1$, prin $V_{k,k+1}$ (fig. 2).

Aplicînd legea circuitului magnetic unui contur închis Γ_1 care înconjoară bara *1*, tăind întrefierul între barele *1* și *2*, respectiv între N_2 și 1, se poate scrie (V tensiuni magnetice între stator și rotor în ipoteza $\mu_{Fe} = \infty$)

$$V_{1,2} - V_{N_2,1} = \varkappa \nu_0 i^{(1)}$$

și analog

$$\begin{aligned} V_{2,3} - V_{1,2} &= \varkappa \nu_0 i^{(2)}, \\ V_{3,4} - V_{2,3} &= \varkappa \nu_0 i^{(3)}, \\ &\vdots \\ V_{N_2,1} - V_{N_2-1,N_2} &= \varkappa \nu_0 i^{(N_2)}. \end{aligned}$$

Din legea fluxului magnetic pentru o suprafață cilindrică care străbate întrefierul

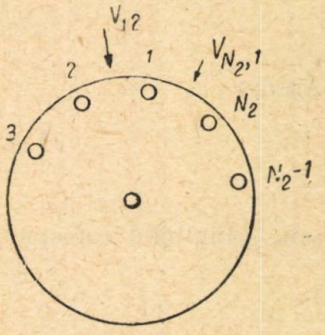


Fig. 2

de grosime δ se poate scrie, ținînd seama că între două bare consecutive tensiunea magnetică $V_{k,k+1}$ este constantă,

$$\mu_0\left(\frac{V_{1,2}}{\delta}+\frac{V_{2,3}}{\delta}+\ldots+\frac{V_{N_2,1}}{\delta}\right)=0,$$

de unde

$$V_{1,2}+V_{2,3}+\ldots+V_{N_2,1}=0.$$

Această ultimă relație plus alte N_2-1 de mai sus determină complet mărimile necunoscute $V_{k,k+1}$. De exemplu,

$$-\frac{N_2\,V_{1,2}}{\varkappa\,\nu_0}=(N_2-1)i^{(2)}+(N_2-2)i^{(3)}+\ldots+(N_2-k)i^{(k+1)}+\ldots+i^{(N_2)}.$$

Să determinăm valoarea maximă a acestei tensiuni magnetice $V_{1,2}$. Putem scrie

$$-\frac{N_2\,V_{1,2}}{\varkappa\,\nu_0 I_b\sqrt{2}}=(N_2-1)\cos\left(\omega t-p\frac{2\pi}{N_2}\right)+\ldots+(N_2-k)\cos\left[\omega t-pk\frac{2\pi}{N_2}\right]+$$

$$+\ldots+\cos\left[\omega t-(N_2-1)p\frac{2\pi}{N_2}\right].$$

sau

$$-\frac{N_2V_{1,2}}{\varkappa\,\nu_0 I_b\sqrt{2}}=\cos\omega t\sum_{k=1}^{N_2-1}(N_2-k)\cos pk\frac{2\pi}{N_2}+\sin\omega t\sum_{k=1}^{N_2-1}(N_2-k)\sin pk\frac{2\pi}{N_2}.$$

Dar

$$\sum_{k=1}^{N_2-1}(N_2-k)\cos pk\frac{2\pi}{N_2}=-\frac{N_2}{2},$$

$$\sum_{k=1}^{N_2-1}(N_2-k)\sin pk\frac{2\pi}{N_2}=\frac{N_2}{2}\operatorname{ctg}p\frac{\pi}{N_2}$$

și deci

$$-\frac{N_2V_{1,2}}{\varkappa\,\nu_0\,I_b\sqrt{2}}=\frac{N_2}{2\sin p\dfrac{\pi}{N_2}}\sin\left(\omega t-p\frac{\pi}{N_2}\right).$$

Așadar

$$V_{1,2}=-\frac{\varkappa\,\nu_0\,I_b\sqrt{2}}{2\sin p\dfrac{\pi}{N_2}}\sin\left(\omega t-p\frac{\pi}{N_2}\right),$$

sau, schimbînd corespunzător originea de referință a timpului,

$$V_{1,2}=\frac{\varkappa\,\nu_0\,I_b\sqrt{2}}{2\sin p\dfrac{\pi}{N_2}}\cos\omega t.$$

Variația în spațiu a acestei tensiuni magnetice este arătată în figura 3. În mod analog, rezultă

$$V_{2,3} = \frac{\varkappa \nu_0 I_b \sqrt{2}}{2 \sin p \frac{\pi}{N_2}} \cos\left(\omega t - p \frac{2\pi}{N_2}\right),$$

$$V_{3,4} = \frac{\varkappa \nu_0 I_b \sqrt{2}}{2 \sin p \frac{\pi}{N_2}} \cos\left(\omega t - 2p \frac{2\pi}{N_2}\right),$$

$$V_{N_2,1} = \frac{\varkappa \nu_0 I_b \sqrt{2}}{2 \sin p \frac{\pi}{N_2}} \cos\left[\omega t - (N_2 - 1) p \frac{2\pi}{N_2}\right].$$

Să descompunem, în continuare, tensiunile magnetice $V_{k,k+1}$ în serie Fourier. Se găsește pentru $V_{1,2}$ expresia

$$v_{1,2}(\alpha, t) = \frac{\varkappa \nu_0 I_b \sqrt{2}}{2 \sin p \frac{\pi}{N_2}} \left[\frac{\cos \omega t}{N_2} + \sum_{\nu} \frac{2 \sin \nu \frac{\pi}{N_2}}{\pi \nu} \cos \nu \left(\alpha - \frac{\pi}{N_2}\right) \cos \omega t\right]$$

iar pentru tensiunea $V_{k,k+1}$

$$v_{k,k+1}(\alpha, t) = \frac{\varkappa \nu_0 I_b \sqrt{2}}{2 \sin p \frac{\pi}{N_2}} \left\{\frac{\cos\left[\omega t - (k-1) p \frac{2\pi}{N_2}\right]}{N_2} + \right.$$

$$\left. + \sum_{\nu} \frac{2 \sin \nu \frac{\pi}{N_2}}{\pi \nu} \cos \nu \left[\alpha - \frac{\pi}{N_2} - (k-1) \frac{2\pi}{N_2}\right] \cos\left[\omega t - (k-1) p \frac{2\pi}{N_2}\right]\right\}.$$

Tensiunea magnetică rezultantă va fi

$$v(\alpha, t) = \sum_k v_{k,k+1} = \frac{\varkappa \nu_0 I_b \sqrt{2}}{2 \sin p \frac{\pi}{N_2}} \left\{\frac{\sum_k \cos\left[\omega t - (k-1) p \frac{2\pi}{N_2}\right]}{N_2} + \right.$$

$$+ \sum_{\nu} \frac{\sin \nu \frac{\pi}{N_2}}{\pi \nu} \left\{\sum_k \cos\left[\omega t + \nu \alpha - \nu \frac{\pi}{N_2} - (k-1)(p+\nu) \frac{2\pi}{N_2}\right] + \right.$$

$$\left. \left. + \sum_k \cos\left[\omega t - \nu \alpha + \nu \frac{\pi}{N_2} - (k-1)(p-\nu) \frac{2\pi}{N_2}\right]\right\}\right.$$

Remarcăm că $\sum \cos\left[\omega t - (k-1) p \frac{2\pi}{N_2}\right] = 0$ deoarece $p < N_2$.

Dacă $p \pm \nu = \varepsilon N_2$ ($\varepsilon = 0,1, 2\ldots$), atunci armonica ν va da cîmp învîrtitor într-un sens sau altul. Interesează în primul rînd cazul $\nu = p$, adică cîmpul învîrtitor rotoric cu acelaşi număr de poli ca şi al statorului

$$v(\alpha, t) = \frac{\varkappa \nu_0 N_2 I_b \sqrt{2}}{2\pi p \sin p\frac{\pi}{N_2}} \cos\left(\omega t - p\alpha - p\frac{\pi}{N_2}\right).$$

ANEXA III

CALCULUL EXPRESIEI REZISTENŢEI ŞI REACTANŢEI DE DISPERSIE PE FAZĂ

În privinţa rezistenţei şi reactanţei pe fază se remarcă că pentru un circuit ciclic oarecare format din două bare învecinate şi cele două segmente de inel dintre ele se poate scrie (fig. 3)

$$\overline{U}_e^{(1)} = 2(\overline{Z}_i + \overline{Z}_b)\overline{I}_i^{(1)} - \overline{Z}_b \overline{I}_i^{(2)} - \overline{Z}_b \overline{I}_i^{(N_2)}.$$

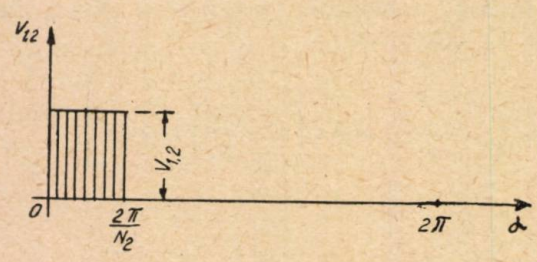


Fig. 3

Cum

$$\overline{I}_i^{(2)} = \overline{I}_i^{(1)} e^{jp\frac{2\pi}{N_2}},$$

$$\overline{I}_i^{(N_2)} = \overline{I}_i^{(1)} e^{-jp\frac{2\pi}{N_2}}$$

şi

$$\overline{I}_i^{(2)} + \overline{I}_i^{(N_2)} = 2\overline{I}_i^{(1)} \cos p\frac{2\pi}{N_2},$$

rezultă

$$\overline{U}_e^{(1)} = \left(2\overline{Z}_i + 4\overline{Z}_b \sin^2 p\frac{\pi}{N_2}\right)\overline{I}_i^{(1)}.$$

Prin urmare, rezistenţa echivalentă de fază va fi

$$R_2 = 2R_i + 4R_b \sin^2 p\frac{\pi}{N_2}$$

şi analog reactanţa de dispersie

$$X_{d2} = 2X_i + 4X_b \sin^2 p\frac{\pi}{N_2}.$$

К ТЕОРИИ АСИНХРОННОГО ДВИГАТЕЛЯ С РОТОРОМ В БЕЛИЧЬЕЙ КЛЕТКЕ

КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ

Теория беличьей клетки с роторной обмоткой асинхронного двигателя толкуется каждым автором различно в тех случаях, когда речь идет об эквивалировании ее при помощи нормальной многофазной обмотки.

В настоящей работе автор приводит критический анализ различных методов эквивалирования и приходит к выводу, что лишь два из семи встреченных им в специальной литературе способа имеют научное значение. Второй метод эквивалирования, описанный в работе, является оригинальным.

CONTRIBUTION À LA THÉORIE DE LA MACHINE ASYNCHRONE À ROTOR EN CAGE D'ÉCUREUIL

RÉSUMÉ

La théorie de la cage d'écureuil du rotor du moteur asynchrone est traitée de diverses manières par différents auteurs, quand il s'agit d'établir son équivalence à un enroulement polyphasé normal. L'auteur procède à l'analyse critique des diverses méthodes d'équivalence et en tire la conclusion que, parmi les sept méthodes mentionnées dans la littérature de spécialité qu'il a consultée, il n'y en a que deux qui possèdent une valeur scientifique. La seconde méthode d'équivalence, présentée dans ce travail, est originale.

BIBLIOGRAFIE

1. P. ANDRONESCU, *Über den Verlauf des Drehmomentes bei asynchronen Drehfeldmotoren mit Käfiganker* (disertație), Leipzig, 1921.
2. R. RICHTER, *Elektrische Maschinen*, **IV**, Birkhäuserverlag, Basel-Stuttgart, 1954, 129.
3. R. RĂDULEȚ, *Forțele generale în mașinile electrice*, Bul. științ. Inst. de căi ferate „Gh. Gheorghiu-Dej", 1957.
4. I. M. POSTNIKOV, *Proiectarea mașinilor electrice*, Ed. energetică de stat, București, 1954, 477.
5. — *Manualul inginerului electrician*, **II**, Ed. tehnică, București, 1954, 155.
6. TH. BÖDEFELD, H. SEQUENZ, *Elektrische Maschinen*, J. Springer, Wien, 1949, 151.
7. M. MATHIEU, *Calcul et construction de machines électriques*, Editions Eyrolles, Paris, 1949, 503.
8. N. V. VINOGRADOV, F. A. GORIANOV, P. S. SERGHEEV, *Proiectarea mașinilor electrice*, **I**, Ed. energetică de stat, București 1953.
9. — *Электрический справочник*, Госэнергоиздат, Москва—Ленинград, 1952, 222.
10. H. de PISTOYE, *Calcul de machines électriques*, Société française des électriciens, Paris, 1926—27, 789.
11. П. С. СЕРГЕЕВ, *Электрические машины*, Госэнергоиздат, Москва—Ленинград, 1955, 102.
12. E. ARNOLD, I. L. LACOUR, *Die asynchron Wechselstrommaschinen*, **I**, J. Springer, Berlin, 1909, 55.
13. L. LAGRON, *Les moteurs à courants alternatifs*, Dunod, Paris, 1949, 32.
14. П. М. КОСТЕНКО, *Электрические машины*, **II**, Госэнергоиздат, Москва—Ленинград 1949, 186.
15. M. LIWSCHITZ, GARIK WHIPLE C. C., *Electric Machinery*, **II**, D. Wan Nostrand Comp. Toronto-NewYork-London, 1946, 215.
16. I. S. GHEORGHIU, *Mașini electrice*, **II**: *Mașina asincronă*, Ed. Min. Înv. și Cult., București, 1958, 208.

17. A. MAUDUIT, *Machines électriques*, **II** : *Moteurs ,Commutatrices, Redresseurs*, Dunod, Paris, 1926, 1048.
18. Л. М. ПЕТРОВСКИЙ, *Электрические машины*, Госэнергоиздат. Москва—Ленинград, 1949, 399.
19. М. П. КОСТЕНКО, Л. М. ПЕТРОВСКИЙ, *Электрические машины*, **II**, Госэнергоиздат, Москва—Ленинград, 1958.
20. S. KUCERA, J. HAPL, *Wicklungen der Wechselstrommaschinen*, Verlagtehnik, Berlin, 1956, 185.
21. J. FALLOU, *Leçons d'Électrotechnique*, **II**, Dunod, Paris, 1949, 637.
22. H. SEQUENZ, *Die Wicklungen elektrischer Maschinen*, **I**, J. Springer, Berlin, 1950, 208.

CRITERII DE STABILITATE PENTRU SISTEMELE NELINIARE DE REGLARE AUTOMATĂ BAZATE PE UTILIZAREA TRANSFORMATEI LAPLACE*)

DE

V. M. POPOV

1. Introducere

1.1. Se consideră un sistem de reglare automată conţinînd un singur element neliniar şi avînd o astfel de structură încît să fie posibilă reprezentarea lui sub forma schemei bloc din figura 1. În această figură, blocul N reprezintă un element neliniar cu neliniaritate instantanee. Mărimea de ieşire η este legată de mărimea de intrare σ prin relaţia neliniară

$$\eta = f(\sigma). \tag{1.1.1}$$

Pentru simplificarea expunerii, se va presupune că funcţia $f(\sigma)$ este continuă, deşi această condiţie poate fi slăbită. Se presupune totodată că au loc relaţiile

$$f(0) = 0, \tag{1.1.2}$$

$$\frac{f(\sigma)}{\sigma} > 0 \qquad (\sigma \neq 0), \tag{1.1.3}$$

$$\lim_{\sigma_0 \to \infty} \int_0^{\sigma_0} f(\sigma)\, d\sigma = \lim_{\sigma_0 \to -\infty} \int_0^{\sigma_0} f(\sigma)\, d\sigma = +\infty. \tag{1.1.4}$$

Funcţia $f(\sigma)$ cu aceste proprietăţi face parte din clasa de funcţii (A) introdusă de A. M. Letov [1].

---

*) Lucrare prezentată Institutului de energetică la data de 3 octombrie 1958.

Blocul L din figură reprezintă un element liniar iar funcțiile $p_i(t)$ reprezintă perturbațiile aplicate sistemului.

1.2. Criterii pentru stabilitatea absolută a stărilor de echilibru ale sistemelor de tipul descris mai sus au fost stabilite de A. I. Lurie [2], A. M. Letov [1] și alții utilizînd metoda a doua a lui Leapunov. În aceste lucrări, se presupune că sistemul fizic studiat este descris printr-un sistem de ecuații diferențiale ordinare.

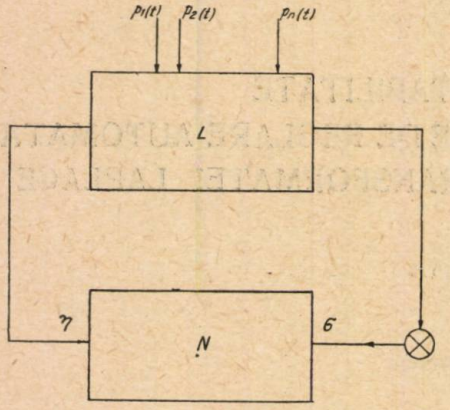


Fig. 1

În lucrarea de față, se prezintă o nouă metodă pentru abordarea problemei stabilității absolute, metodă în care intervine transformata Laplace și noțiunile familiare din teoria sistemelor liniare de reglare automată, legate de această transformare.

Pe lîngă o simplificare considerabilă a criteriilor, metoda prezentată mai jos permite tratarea cazului mai general, în care blocul liniar nu este descris printr-un sistem de ecuații diferențiale ordinare, ci printr-o ecuație integrală. Eficacitatea criteriilor obținute este probată prin faptul că, în cazurile în care s-a reușit, prin metodele existente, să se obțină criteriile necesare și suficiente de stabilitate absolută, aceste criterii se regăsesc și cu ajutorul noii metode.

Întrucît expunerea amănunțită a materialului necesită un spațiu tipografic mare, în cadrul restrîns al acestei prezentări se va expune numai ideea centrală a metodei și cîteva dintre rezultatele la care a condus.

2. Stabilirea unei teoreme auxiliare

2.1. Se consideră funcțiile $f_1(t)$, $f_2(t)$ și $f_3(t)$ reale, definite pentru orice $t \geqslant 0$ și egale cu zero pentru $t < 0$. Se presupune că transformatele Laplace

$$F_1(s) = \int_0^\infty f_1(t)\, e^{-st}\, dt, \tag{2.1.1}$$

$$F_2(s) = \int_0^\infty f_2(t)\, e^{-st}\, dt, \tag{2.1.2}$$

$$F_3(s) = \int_0^\infty f_3(t)\, e^{-st}\, dt \tag{2.1.3}$$

converg absolut pentru $\mathcal{R}e\ s = 0$ iar integralele

$$\int_0^\infty |f_1(t)|^2\,dt, \tag{2.1.4}$$

$$\int_0^\infty |f_2(t)|^2 dt, \tag{2.1.5}$$

$$\int_0^\infty |f_3(t)|^2\,dt. \tag{2.1.6}$$

converg.

Totodată, se presupune că, pentru $\mathcal{R}e\ s = 0$ are loc relaţia

$$F_3(s) = F_1(s)\,H(s) + F_2(s), \tag{2.1.7}$$

unde $H(s)$ este o funcţie de variabila complexă s definită pentru $\mathcal{R}e\ s = 0$ şi posedînd, pentru orice y real, proprietatea

$$\overline{H(iy)} = H(-iy), \tag{2.1.8}$$

H barat simbolizînd conjugatul complex al mărimii H.

2.2. Teoremă. Dacă funcţiile $f_1(t)$, $f_2(t)$, $f_3(t)$ satisfac condiţiile menţionate mai sus (la 2.1.) şi dacă funcţia $H(s)$, care intervine în (2.1.7), satisface pentru orice y real inegalitatea

$$\mathcal{R}e\ H(iy) \geqslant 0 \tag{2.2.1}$$

iar integrala

$$C = \frac{1}{8\pi}\int_{-\infty}^{+\infty} \frac{F_2(iy)F_2(-iy)}{\mathcal{R}e\ H(iy)}\,dy \tag{2.2.2}$$

converge, atunci are loc inegalitatea

$$-\int_0^\infty f_1(t)\,f_3(t)\,dt \leqslant C, \tag{2.2.3}$$

unde C este dat de expresia (2.2.2).

2.3. Demonstraţie. Notînd cu E expresia

$$E = \int_0^\infty f_1(t)\,f_3(t)\,dt \tag{2.3.1}$$

şi aplicînd teorema lui Parseval generalizată [3],*) se obţine (ţinînd seama de faptul că funcţiile $f_i(t)$ sînt reale), egalitatea

*) cap. 6, § 2, teorema 1.

$$E = \frac{1}{2\pi}\int_{-\infty}^{+\infty} F_1(iy)\, F_3(-iy)\, dy. \tag{2.3.2}$$

Substituind în (2.3.2) expresia (2.1.7), se obține

$$E = \frac{1}{2\pi}\int_{-\infty}^{+\infty} F_1(iy)\,[F_1(-iy)\, H(-iy) + F_2(-iy)]\, dy. \tag{2.3.3}$$

În condițiile teoremei, expresia (2.3.3) este egală cu expresia

$$E = \frac{1}{2\pi}\int_{-\infty}^{+\infty} [\mathcal{R}e\, H(iy)]\, F_1(iy)\, F_1(-iy)\, dy + \\ + \frac{1}{2\pi}\int_{-\infty}^{+\infty} \frac{F_1(iy)\, F_2(-iy) + F_1(-iy)\, F_2(iy)}{2}\, dy. \tag{2.3.4}$$

Adunînd la expresia (2.3.4) constanta C dată de expresia (2.2.2), se observă că suma $E + C$ poate fi scrisă sub forma

$$E + C = \frac{1}{2\pi}\int_{-\infty}^{+\infty}\left[\sqrt{\mathcal{R}e\, H(iy)}\, F_1(iy) + \right. \\ \left. + \frac{F_2(iy)}{2\sqrt{\mathcal{R}e\, H(iy)}}\right]\left[\sqrt{\mathcal{R}e\, H(iy)}\, F_1(-iy) + \frac{F_2(-iy)}{2\sqrt{\mathcal{R}e\, H(iy)}}\right] dy. \tag{2.3.5}$$

Integrandul expresiei (2.3.5) fiind produsul a două mărimi complex conjugate, nu poate lua valori negative. Prin urmare, suma $E + C$ nu este negativă, fapt din care rezultă, ținînd seama de (2.3.1), inegalitatea (2.2.3) care trebuia demonstrată.

3. Condiții suficiente de stabilitate absolută

3.1. Fie x și y mărimile de intrare, respectiv de ieșire, ale blocului liniar L (din figură). Aceste mărimi sînt legate printr-o relație de forma

$$y(t) = \int_0^t g(\tau)x(t-\tau)\, d\tau + \sum_{i=1}^{n}\int_0^t g_i(\tau)\, p_i(t-\tau) d\tau, \tag{3.1.1}$$

în care $g(\tau)$ și $g_i(\tau)$ sînt funcții caracterizînd structura sistemului.

Ținînd seama de faptul că au loc relațiile

$$x = f(\sigma), \tag{3.1.2}$$

$$y = -\sigma, \tag{3.1.3}$$

se obține, substituind aceste valori în (3.1.1), o ecuație integrală

$$\sigma(t) = -\int_0^t g(\tau) f(\sigma(t-\tau))\,d\tau - \sum_{i=1}^{n}\int_0^t g_i(\tau)\, p_i(t-\tau)\,d\tau. \qquad (3.1.4)$$

Se presupune că această ecuație integrală neliniară admite o soluție unică la perturbații p_i date.

3.2. La perturbații egale cu zero ecuația (3.1.4) admite, evident, soluția banală

$$\sigma = 0. \qquad (3.2.1)$$

Se va spune că această soluție este asimptotic stabilă în raport cu perturbațiile p_i dintr-o anumită clasă dacă, oricare ar fi perturbațiile p_i din clasa menționată, au loc relațiile

$$\sigma(t) \leqslant M(p_1, p_2, \ldots, p_n), \qquad (3.2.2)$$

$$\lim_{t\to\infty} \sigma(t) = 0, \qquad (3.2.3)$$

unde $M(p_1, p_2, \ldots, p_n)$ este o constantă pozitivă, depinzînd de perturbațiile p_i și satisfăcînd condiția

$$\lim_{\sup |p_i| \to 0} M(p_1, p_2, \ldots, p_n) = 0. \qquad (3.2.4)$$

Dacă proprietățile de mai sus au loc și pentru $|p_i| \to \infty$, se va spune că soluția (3.2.1) este asimptotic stabilă în mare. Dacă, pe lîngă aceasta, proprietățile de mai sus au loc oricare ar fi funcția $f(\sigma)$ cu proprietățile (1.1.2) — (1.1.4), se va spune că soluția (3.2.1) este asimptotic absolut stabilă.

3.3. Se va considera acum, alături de soluția $\sigma(t)$ a ecuației integrale (3.1.4), funcția $\sigma_T(t)$ definită în modul următor :

$$\sigma_T(t) = \begin{cases} \sigma(t) & \text{pentru } 0 \leqslant t \leqslant T, \\ 0 & \text{pentru } t < 0, \text{ și } t > T. \end{cases} \qquad (3.3.1)$$

Totodată, se va considera funcția $y_T(t)$ dată de expresia

$$y_T(t) = \int_0^t g(\tau) f(\sigma_T(t-\tau))\,d\tau + \sum_{i=1}^{n}\int_0^t g_i(\tau)\, p_i(t-\tau)\,d\tau. \qquad (3.3.2)$$

Comparînd ecuația (3.1.4) cu (3.3.2) și ținînd seama de (3.3.1), se găsește că pentru $0 \leqslant t \leqslant T$ are loc egalitatea

$$y_T(t) = -\sigma(t). \qquad (0 \leqslant t \leqslant T). \qquad (3.3.3)$$

Se vor considera acum funcțiile

$$f_1(t) = f(\sigma_T(t)), \qquad (3.3.4)$$

$$f_2(t) = q\sum_{i=1}^{n}\int_0^t g_i(\tau)\, p_i(t-\tau)\,d\tau + \frac{d}{dt}\left[\sum_{i=1}^{n}\int_0^t g_i(\tau)\, p_i(t-\tau)\,d\tau\right], \qquad (3.3.5)$$

$$f_3(t) = q y_T(t) + y_T'(t), \qquad (3.3.6)$$

unde q este o constantă pozitivă arbitrară, și se va aplica teorema stabilită la punctul 2.

Clasa de perturbații p_i, în raport cu care se va examina stabilitatea soluției $\sigma = 0$, va fi caracterizată prin proprietatea ca pentru funcția $f_2(t)$, definită prin relația (3.3.5), să fie îndeplinite condițiile cerute la punctul (2.1) și, pe lîngă aceasta, funcția $F_2(s)$, definită prin relația (2.1.2), să fie de ordinul $\frac{1}{s^n}$, cu n suficient de mare, cînd s tinde către infinit.

Observație. Condițiile cerute la punctul (2.1) sînt îndeplinite, de exemplu, dacă soluția banală a sistemului liniar obținut considerînd $f(\sigma) \equiv 0$ este asimptotic stabilă iar perturbațiile sînt mărginite și durează un timp finit. Condiția referitoare la ordinul lui $F_2(s)$ se poate întotdeauna realiza alegînd perturbațiile $p_i(t)$ continue împreună cu un număr suficient de mare de derivate. O analiză mai amănunțită, bazată pe rezultatele din anexa I, arată că, procedînd în acest mod, nu se restrînge generalitatea raționamentelor și că, în ipotezele de mai sus, noțiunea de stabilitate definită la punctul (3.2) este echivalentă cu noțiunea clasică de stabilitate asimptotică absolută.

3.4. Se va presupune că funcțiile $g(t)$ și $g_i(t)$ care intervin în (3.3.2) satisfac condiții de convergență analoage celor cerute la punctul (2.1) funcțiilor $f_i(t)$. Această situație are loc, de exemplu, dacă sistemul de reglare automată este descris printr-un sistem de ecuații diferențiale, care, pentru $f(\sigma) \equiv 0$, devine un sistem liniar cu coeficienți constanți, a cărui soluție banală este asimptotic stabilă (anexa I). În aceste condiții, dat fiind modul în care sînt definite funcțiile $f_1(t)$ și $f_3(t)$ [(3.3.4) și (3.3.6)] și ținînd seama de condițiile (3.3.1) și (1.1.2), se observă că aceste funcții satisfac condițiile de convergență cerute la punctul (2.1). Aceste condiții sînt satisfăcute și de funcția $f_2(t)$ datorită proprietăților clasei de perturbații considerată mai sus (punctul 3.3). Totodată funcția $y_T(t)$ definită prin relația (3.3.2) este egală cu zero pentru $t = 0$ și nu prezintă puncte de discontinuitate. În consecință, transformata Laplace a funcției $y'_T(t)$ nu conține termeni suplimentari corespunzînd unor puncte de discontinuitate.

În condițiile de mai sus transformata Laplace $G(s)$ a funcției $g(t)$ există pentru $\mathcal{R}es = 0$ și totodată este îndeplinită o relație de forma (2.1.7), în care $f_i(t)$ sînt definiți prin relațiile (3.3.4)—(3.3.6) iar $y_T(t)$ prin relația (3.3.2). În acest caz, după cum arată un calcul simplu, funcția $H(s)$ care intervine în (2.1.7) este dată de relația

$$H(s) = G(s)\,[q + s]. \tag{3.4.1}$$

De notat că, folosind terminologia uzuală în teoria sistemelor liniare de reglare automată, funcția $g(t)$ reprezintă funcția pondere iar funcția $G(s)$, funcția de transfer a blocului liniar. Cît privește condiția ca integrala (2.2.2) să conveargă, trebuie observat că, în cazul în care sistemul este descris printr-un număr finit de ecuații diferențiale ordinare, ea poate fi întotdeauna îndeplinită alegînd ordinul funcției $F_2(s)$ egal cu $\frac{1}{s^n}$ (punctul 3.3) cu n suficient de mare.

3. 5. În condițiile de mai sus se poate aplica teorema 2.2 și deduce că, dacă inegalitatea (2.2.1) este îndeplinită, are loc inegalitatea (2.2.3). Ținînd seama de expresiile (3.3.4), (3.3.6), (3.3.1) și (3.3.3), se deduce din (2.2.3) inegalitatea.

$$\int_0^T f(\sigma)\left[q\sigma + \frac{d\sigma}{dt}\right] dt \leqslant C, \tag{3.5.1}$$

sau

$$q\int_0^T f(\sigma)\,\sigma dt + \int_0^{\sigma(T)} f(\sigma)\, d\sigma \leqslant C. \tag{3.5.2}$$

În ipotezele (1.1.2)—(1.1.3), dacă se consideră $p > 0$, nici unul dintre cei doi termeni din membrul întîi nu poate fi negativ. În acest caz, din inegalitatea (3.5.2) rezultă inegalitățile

$$\int_0^T f(\sigma)\,\sigma dt \leqslant \frac{C}{q}, \tag{3.5.3}$$

$$\int_0^{\sigma(T)} f(\sigma)\, d\sigma \leqslant C. \tag{3.5.4}$$

Considerînd expresiile (2.2.2), (3.3.5), (2.1.2) și (3.4.1), se vede că C nu depinde de T și tinde către zero cînd sup $|p_i|$ tinde către zero. Inegalitatea (3.5.4) implică o inegalitate de tipul (3.2.2), în care constanta $M(p_1, p_2, \ldots, p_n)$ satisface condiția (3.2.4). Condiția (1.1.4) apare ca necesară și suficientă pentru ca $M(p_1, p_2, \ldots, p_n)$ să fie finit pentru orice C finit.

Dacă recurgînd la ecuația integrală (3.1.4) se poate stabili că în condițiile de mai sus, din faptul că $|\sigma(t)|$ este mărginit, rezultă că și derivata $\left|\frac{d\sigma}{dt}\right|$ este mărginită, atunci, din condiția (3.5.3), care este îndeplinită pentru T oricît de mare, rezultă condiția (3.2.3) (anexa II).

În cazul menționat în observația de la punctul 3.2, proprietatea de mărginire a derivatei $\left|\frac{d\sigma}{dt}\right|$ are loc efectiv (în cazul general, această proprietate urmează să fie stabilită în urma unei examinări speciale).

În definitiv, se ajunge la concluzia că, dacă partea liniară a sistemului studiat poate fi descrisă printr-un sistem de ecuații diferențiale ordinare, a cărui soluție banală este asimptotic stabilă, iar funcția de transfer $G(s)$ a părții liniare are proprietatea că pentru un anumit q pozitiv are loc, pentru orice y, inegalitatea

$$\mathcal{R}e\ [G(iy)\,(q + iy)] > 0, \tag{3.5.5}$$

atunci soluția banală (3.2.1) este asimptotic absolut stabilă în sensul definit la punctul 3.2 pentru perturbațiile din clasa definită la punctul 3.3.

Ținînd seama de observația de la punctul 3.3, se ajunge la concluzia că soluția banală a sistemului neliniar studiat este asimptotic absolut stabilă și în sensul uzual.

3.6. Rezultatul de mai sus a fost stabilit în ipoteza că soluția banală a sistemului de ecuații diferențiale ordinare care descriu funcționarea părții liniare a sistemului este asimptotic stabilă. Pentru o clasă largă de sisteme, soluția banală a acestui sistem este însă simplu stabilă, ecuația caracteristică avînd o rădăcină nulă. Se va trata mai jos și acest caz.

Cazul considerat se caracterizează prin aceea că funcția de transfer a părții liniare a sistemului are un pol simplu în origină,

$$\lim_{s\to 0} sG(s) = r = \text{const.} \neq 0. \tag{3.6.1}$$

Dificultatea care împiedică aplicarea directă a raționamentelor de mai sus constă în faptul că funcția $f_3(t)$, definită de (3.3.6), nu mai îndeplinește condițiile cerute la punctul 2.1.

Se poate arăta că dacă toate rădăcinile ecuației caracteristice a părții liniare, cu excepția celei egală cu zero, au părți reale negative, atunci funcția $f_3(t)$ definită prin relația

$$f_3(t) = qy_T(t) - qr\int_0^t f(\sigma_T(t))\,dt + y'_T\,dt \tag{3.6.2}$$

îndeplinește condițiile cerute la punctul 2.1.

Criterii de stabilitate pentru cazul tratat se obțin repetînd raționamentele de la punctele 3.3—3.5, dar considerînd în locul funcției $f_3(t)$ dată de (3.3.6), funcția (3.6.2).

În locul expresiei (3.4.1) a funcției $H(s)$ se obține în acest caz expresia

$$H(s) = \left[G(s) - \frac{r}{s}\right]q + sG(s). \tag{3.6.3}$$

Ținînd seama de faptul că

$$\mathcal{R}e\,\frac{rq}{iy} = 0, \tag{3.6.4}$$

condiția (2.2.1), cu $H(s)$ dat de (3.6.3), conduce la condiția (3.3.5), unde $G(s)$ este funcția de transfer a părții liniare a sistemului. Totodată, se observă că, în cazul studiat, inegalitatea (3.5.5) implică inegalitatea

$$r > 0. \tag{3.6.5}$$

După cum se poate verifica folosind metodele teoriei stabilității sistemelor liniare de reglare automată, inegalitatea (3.6.5) este necesară pentru ca sistemul liniar obținut în cazul cînd funcția $f(\sigma)$ are forma

$$f(\sigma) = h\sigma \tag{3.6.6}$$

să fie asimptotic stabil pentru h pozitiv.

În locul condiției (3.5.2) se va obține condiția

$$q\int_0^T f(\sigma)\,\sigma\,dt + qr\int_0^T f(\sigma(t))\left(\int_0^t f(\sigma(\tau))\,d\tau\right)dt + \int_0^{\sigma(T)} f(\sigma)\,d\sigma \leqslant C, \tag{3.6.7}$$

unde C are valoarea dată de (2.2.2).

Se observă ușor că are loc egalitatea

$$\int_0^T f(\sigma(t))\left(\int_0^t f(\sigma(\tau))d\tau\right)dt = \frac{1}{2}\left[\int_0^T f(\sigma(t))dt\right]^2. \tag{3.6.8}$$

Întrucît are loc inegalitatea (3.6.5), toți cei trei termeni din membrul stîng al inegalității (3.6.7) sînt pozitivi. De aici rezultă inegalitățile (3.5.3) și (3.5.4), precum și inegalitatea

$$\left|\int_0^T f(\sigma)\,dt\right| \leqslant \sqrt{\frac{2C}{qr}}\,. \tag{3.6.9}$$

Concluziile formulate la sfîrșitul punctului 3.5 rămîn prin urmare valabile.

3.7. Pe baza rezultatelor de mai sus, se poate formula următoarea

T e o r e m ă. *Pentru ca soluția banală a unui sistem neliniar de tipul descris la punctul 1.1 să fie asimptotic absolut stabilă, este suficient să fie îndeplinite următoarele condiții:*

1° *Blocul liniar să fie descris printr-un sistem de ecuații diferențiale ordinare liniare cu coeficienți constanți, a cărui ecuație caracteristică să aibă cel mult o rădăcină egală cu zero iar celelalte rădăcini să aibă părțile reale negative.*

2° *Să existe o constantă pozitivă q astfel încît funcția de transfer a blocului liniar să satisfacă pentru orice $y \geqslant 0$,*) condiția*

$$\mathcal{R}e\,[G(iy)\,(q + iy)] > 0. \tag{3.7.1}$$

3.8. *Observații.* 1. Teorema 3.7 este valabilă și în cazul în care blocul liniar este descris printr-o ecuație integrală, cu condiția de a arăta că perturbațiile $p_i(t)$ pot fi alese astfel încît condițiile de la punctul 2.1. să fie îndeplinite iar integrala (2.2.2) să conveargă.

*) Dacă condiția (3.7.1) este îndeplinită pentru $y \geqslant 0$, atunci, întrucît are loc condiția (2.1.8), condiția (3.7.1) este îndeplinită și pentru $y < 0$.

2. După cum rezultă din teorema lui Nyquist, pentru ca sistemul liniar obținut prin substituția

$$f(\sigma) = h\,\sigma \qquad (h > 0) \tag{3.8.1}$$

să fie asimptotic stabil pentru orice $h > 0$, este necesar ca diagrama vectorială a mărimii complexe

$$z(y) = \mathcal{R}e\ G(iy) + i\ \mathcal{I}m\ G(iy) \tag{3.8.2}$$

să nu intersecteze semidreapta

$$\mathcal{I}m\ z = 0, \tag{3.8.3}$$

$$\mathcal{R}e\ z < 0. \tag{3.8.4}$$

Această condiție este, evident, necesară pentru ca soluția banală a sistemului neliniar să fie asimptotic absolut stabilă.

Comparînd această condiție cu condiția (3.7.1), se poate aprecia imediat, în fiecare caz particular, măsura în care criteriul (3.7.1) este apropiat de criteriul necesar menționat mai sus. De notat faptul că inegalitatea (3.7.1) poate fi îndeplinită și în cazul în care diagrama $z(y)$ se apropie oricît de mult de semidreapta (3.8.3)—(3.8.4) pentru $y \to \infty$.

3. Aplicînd teorema 3.7 la cazul particular tratat în [4], pentru care au fost obținute condițiile necesare și suficiente de stabilitate absolută prin metoda a doua a lui Leapunov, se regăsesc aceleași condiții.

4. Criterii de stabilitate absolută pentru funcții neliniare cuprinse într-un sector

4.1. Pentru multe aplicații condiția ca sistemul studiat să fie stabil pentru orice funcție neliniară de clasa (A) se dovedește a fi prea restrictivă. Condiții mai largi și mai apropiate de necesitățile practicii se obțin dacă în locul condiției (1.1.3) se introduce condiția

$$0 < \frac{f(\sigma)}{\sigma} < H \quad (\sigma \neq 0), \tag{4.1.1}$$

păstrînd condițiile (1.1.2) și (1.1.4).

Rezultatele obținute la punctele anterioare dau posibilitatea să se obțină criterii eficace de stabilitate pentru cazul menționat.

4.2. Pentru stabilirea criteriilor de stabilitate se vor repeta raționamentele de la punctul 3. Dacă blocul liniar este asimptotic stabil, se va considera că funcția $f_3(t)$ este definită prin relația (care înlocuiește pe (3.3.6)),

$$f_3(t) = q y_T(t) + \frac{q}{H} f(\sigma_T(t)) + y'_T(t), \tag{4.2.1}$$

unde q este o constantă pozitivă arbitrară.

Funcția $H(s)$ va fi definită prin relația care înlocuiește pe (3.4.1)

$$H(s) = G(s)\,[q + s] + \frac{q}{H}\cdot \tag{4.2.2}$$

În locul condiției (3.5.1) va interveni condiția

$$\int_0^T f(\sigma)\left[q\left(\sigma - \frac{1}{H} f(\sigma)\right) + \frac{\mathrm{d}\sigma}{\mathrm{d}t}\right]\mathrm{d}t \leqslant C \tag{4.2.3}$$

sau

$$q\int_0^T f(\sigma)\left[\sigma - \frac{1}{H} f(\sigma)\right]\mathrm{d}t + \int_0^\sigma f(\sigma)\mathrm{d}\sigma \leqslant C. \tag{4.2.4}$$

Ținînd seama de (4.1.1), se observă că ambii termeni din membrul stîng al inegalității (4.2.4) nu pot fi negativi și, ca urmare, din inegalitatea (4.2.4) rezultă inegalitățile

$$q\int_0^T f(\sigma)\left[\sigma - \frac{1}{H} f(\sigma)\right]\mathrm{d}t \leqslant C, \tag{4.2.5}$$

$$\int_0^\sigma f(\sigma)\,\mathrm{d}\sigma \leqslant C. \tag{4.2.6}$$

Restul raționamentelor decurg ca la punctul 3.5, conducînd la condiția (2.2.1) în care $H(s)$ este dat de (4.2.2).

Cazul în care ecuația caracteristică, pentru $f(\sigma) \equiv 0$, are o rădăcină nulă se rezolvă prin metoda expusă la punctul 3.6. De astă dată, condiția necesară $r > 0$ apare ca o consecință a inegalității (2.2.1).

4.3. Pe baza celor de mai sus se poate enunța următoarea

T e o r e m ă. *Dacă partea liniară a unui sistem de reglare automată de tipul caracterizat la punctul* 1.1 *este descrisă printr-un sistem de ecuații diferențiale ordinare liniare cu coeficienți constanți, a cărui ecuație caracteristică are cel mult o rădăcină nulă iar restul rădăcinilor au părți reale negative, și dacă funcția de transfer a părții liniare posedă proprietatea că se poate găsi un număr pozitiv q astfel încît să fie îndeplinită pentru orice* $y \geqslant 0$ *inegalitatea*

$$\mathcal{R}e\,[G(iy)\,(q + iy)] > -\frac{q}{H}, \tag{4.3.1}$$

atunci soluția banală a sistemului neliniar studiat este asimptotic stabilă în mare pentru orice funcție continuă satisfăcînd condițiile (4.1.1), (1.1.2) *și* (1.1.4).

4.4. Observații 1. Teorema 4.3 este valabilă și în cazul în care blocul liniar este descris printr-o ecuație integrală,sub rezerva verificării convergenței integralelor care intervin în raționament.

2. Cazul în care funcția $f(\sigma)$ satisface inegalitățile

$$h < \frac{f(\sigma)}{\sigma} < H', \tag{4.4.1}$$

unde $h \neq 0$, se reduce la cazul (4.1.1), înlocuind funcția $f(\sigma)$ cu o nouă funcție

$$f^*(\sigma) = f(\sigma) - h\sigma, \tag{4.4.2}$$

care, evident satisface inegalitățile (4.4.1) pentru $H = H' - h$.

3. Condiția (4.3.1) poate fi comparată cu ușurință cu criteriul lui Nyquist, diagrama respectivă fiind construită pentru funcția $HG(iy)$.

Prin comparație cu criteriul necesar al lui Nyquist, se poate aprecia cu ușurință în fiecare caz măsura în care criteriul (4.3.1) diferă de criteriul menționat.

De notat faptul că diagrama $Hz(y)$, unde $z(y)$ este dat de (3.8.2), poate trece oricît de aproape de punctul critic $y = 0$, $x = -1$ fără ca acest fapt să contravină inegalității (4.3.1).

4. Aplicînd teorema 4.3 în cazul particular studiat în [5], pentru care s-au găsit condițiile necesare și suficiente de stabilitate cu ajutorul metodei a doua a lui Leapunov, se regăsesc aceste criterii.

★

În încheiere, se menționează că metoda stabilită în prezenta lucrare permite obținerea unor criterii de stabilitate pentru funcții $f(\sigma)$ aparținînd unor clase diferite față de cele tratate mai sus.

Astfel poate fi tratat cazul unor funcții $f(\sigma)$ discontinue și prezentînd porțiuni neunivoce sau cazul unor funcții caracterizate prin anumite restricții impuse atît semnului lui $f(\sigma)$ cît și semnului derivatei în raport cu σ. Se lucrează de asemenea la extinderea metodei în vederea tratării sistemelor cu mai multe neliniarități și a problemelor de calitate pentru sistemele neliniare de reglare automată.

ANEXA I

Se consideră cazul în care blocul liniar este descris prin sistemul

$$\frac{d\mathbf{x}}{dt} = A\mathbf{x} + \mathbf{k}f(\sigma) + \mathbf{p}(t), \tag{I.1}$$

în care $\mathbf{x}$ este un vector cu n dimensiuni de componente $x_1, x_2, \ldots, x_n$, $\mathbf{k}$ este un vector constant de componente $k_1, k_2, \ldots, k_n$, A este o matrice

$n \times n$ cu elemente constante, reale, iar $\mathbf{p}(t)$ o funcție vectorială de componente $p_1(t), p_2(t), \ldots, p_n(t)$, reprezentînd perturbațiile care acționează asupra sistemului. Scalarul σ este o funcție de vectorul $\mathbf{x}$ de forma

$$\sigma = (\gamma, \mathbf{x}) = \sum_{i=1}^{n} \gamma_i \mathbf{x}_i, \tag{I.2}$$

unde γ este un vector constant de componente $\gamma_1, \gamma_2, \ldots, \gamma_n$. Toate componentele vectorilor de mai sus sînt mărimi reale.

Pentru ca sistemul obținut din (I.1) în cazul $f(\sigma) \equiv 0$, $\mathbf{p}(t) \equiv 0$ să aibă soluția banală asimptotic stabilă, este necesar și suficient ca matricea A să fie hurwitziană. Se va presupune în cele ce urmează că această situație are loc.

Se presupune că sistemul format de (I.1) și (I.2) admite o soluție unică, $\mathbf{x}(t, \mathbf{p}(t))$ pentru perturbații $\mathbf{p}(t)$ date și condiții inițiale nule. Introducînd această soluție în (I.2) se obține funcția

$$\sigma = \sigma(t; \mathbf{p}(t)) = (\gamma, \mathbf{x}(t; \mathbf{p}(t))). \tag{I.3}$$

Substituind în (I.1) expresia (I.3), se obține

$$\frac{d\mathbf{x}}{dt} = A\mathbf{x} + \mathbf{k} f(\sigma(t; \mathbf{p}(t))) + \mathbf{p}(t). \tag{I.4}$$

Fie $Y(t)$ matricea care satisface ecuația diferențială matricială

$$\frac{dY}{dt} = AY \tag{I.5}$$

și, totodată, pentru $t = 0$, are valoarea

$$Y(0) = E. \tag{I.6}$$

Elementele $y_{ij}(t)$ ale matricei $Y(t)$ formează un sistem fundamental de soluții pentru sistemul omogen

$$\frac{d\mathbf{y}}{dt} = A\mathbf{y}. \tag{I.7}$$

Soluția ecuației (I.4), pentru valori inițiale nule, este [6]

$$\mathbf{x}(t; \mathbf{p}(t)) = -\int_0^t Y(t-\tau)\mathbf{k} f(\sigma(\tau; \mathbf{p}(\tau)))\, d\tau - \int_0^t Y(t-\tau)\mathbf{p}(\tau)\, d\tau. \tag{I.8}$$

Substituind această expresie în (I.2) se găsește că $\sigma(t; \mathbf{p}(t))$ satisface ecuația integrală neliniară

$$\sigma(t; \mathbf{p}(t)) = -\int_0^t g(t-\tau) f(\sigma(\tau; \mathbf{p}(\tau)))\, d\tau - \sum_{i=1}^{n} \int_0^t g_i(t-\tau) p_i(\tau)\, d\tau, \tag{I.9}$$

unde

$$g(t-\tau) = (\gamma, Y(t-\tau)\,\mathbf{k}) \tag{I.10}$$

iar funcțiile $g_i(t)$ sînt definite astfel încît să aibă loc, pentru orice vector $\mathbf{p}(t)$ de componente $p_i(t)$, identitatea

$$\sum g_i(t-\tau)\,p_i(\tau) \equiv \big(\gamma, Y(t-\tau)\,\mathbf{p}(\tau)\big). \tag{I.11}$$

Matricea A fiind hurwitziană, rezultă că pot fi găsite constantele pozitive C_1, C_2 și α astfel încît să fie satisfăcute, pentru orice $t \geqslant 0$, inegalitățile

$$\|Y(t)\| \leqslant C_1 e^{-\alpha t}, \tag{I.12}$$

$$\|Y'(t)\| \leqslant C_2 e^{-\alpha t}, \tag{I.13}$$

unde $\|Y(t)\|$ și $\|Y'(t)\|$ reprezintă norma matricei $Y(t)$, respectiv $Y'(t)$, definite în funcție de elementele $y_{ij}(t)$, respectiv $y'_{ij}(t)$, prin expresiile [6]

$$\|Y(t)\| = \sum_{i,j=1}^{n} |y_{ij}(t)|, \tag{I.14}$$

$$\|Y'(t)\| = \sum_{i,j=1}^{n} |y'_{ij}(t)|. \tag{I.15}$$

Inegalitățile (I.12) și (I.13) rezultă din faptul că sistemul (I.7) este, în ipotezele menționate, exponențial stabil și deci toate componentele $y_{ij}(t)$ și $y'_{ij}(t)$ satisfac inegalități de forma (I.12). Ca urmare a relațiilor (I.12) și (I.13), funcțiile $g(t-\tau)$ și $g_i(t-\tau)$ [(I.10) și (I.11)] satisfac și ele inegalități de forma (I.12) și (I.13). De aici rezultă că funcțiile $g(t)$ și $g_i(t)$ satisfac condiții de convergență analoage celor cerute la punctul (2.1) pentru funcțiile $f_i(t)$.

ANEXA 2

Dacă în condițiile de la punctul 3.5, proprietatea (3.2.3) nu ar avea loc, atunci ar exista un număr pozitiv ε astfel încît, pentru orice număr pozitiv A să existe puncte $t_i > A$, în care

$$|\sigma(t_i)| > \varepsilon. \tag{II.1}$$

Totodată, din inegalitatea (3.5.4) rezultă, după cum s-a arătat la punctul 3.5, o inegalitate de forma (3.2.2). Se va presupune că din inegalitatea (3.2.2) rezultă — recurgînd la ecuațiile care descriu funcționarea sistemului — o inegalitate de forma

$$\left|\frac{d\sigma}{dt}\right| \leqslant N(p_1, p_2, \ldots, p_n). \tag{II.2}$$

Se poate arăta că, în condițiile tratate din anexa I, situația de mai sus are într-adevăr loc.

Revenind la inegalitatea (II.1), se observă că din mulțimea punctelor t_i se poate extrage o mulțime numerabilă satisfăcînd, pentru orice n, condiția

$$t_n - t_{n-1} > \frac{N}{\varepsilon}, \tag{II.3}$$

unde N este constanta din (II.2)

Folosind și inegalitatea (II.2), se observă că în intervalele

$$t_n - \frac{\varepsilon}{2N} \leqslant t \leqslant t_n + \frac{\varepsilon}{2N} \tag{II.4}$$

este îndeplinită inegalitatea

$$|\sigma(t)| > \frac{\varepsilon}{2}. \tag{II.5}$$

Se consideră numărul pozitiv μ definit prin relația

$$\mu = \inf_{\frac{\varepsilon}{2} \leqslant \alpha \leqslant \varepsilon} |f(\sigma)|. \tag{II.6}$$

Ținînd seama de inegalitatea (1.1.3), se obține inegalitatea

$$\int_0^\infty f(\sigma)\, \sigma \, dt \geqslant \sum_i \frac{\mu \varepsilon^2}{4N}, \tag{II.7}$$

unde suma se extinde asupra tuturor punctelor t_i definite mai sus. Cum mulțimea acestor puncte este numerabilă, rezultă, comparînd (II.7) cu (3.5.3), că există un număr T_0 astfel încît pentru $T > T_0$ inegalitatea (3.5.3) nu mai este satisfăcută, contrar ipotezei. Contradicția obținută demonstrează că, în condițiile menționate la punctul (3.5) proprietatea (3.2.3) are loc.

КРИТЕРИИ УСТОЙЧИВОСТИ ДЛЯ НЕЛИНЕЙНЫХ СИСТЕМ АВТОМАТИЧЕСКОГО РЕГУЛИРОВАНИЯ, ОСНОВАННЫЕ НА ПРИМЕНЕНИИ ПРЕОБРАЗОВАНИЯ ЛАПЛАСА

КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ

Работа содержит суммарное изложение основ нового метода анализа нелинейных систем автоматического регулирования. Этот метод применяется для установления критериев абсолютной устойчивости для систем автоматического регулирования, содержащих лишь одну нелинейность.

Предложенный метод основан на неравенстве, полученном в тексте в результате применения теоремы Парсеваля.

В найденные критерии устойчивости входит передаточная функция линейной части системы. Новые критерии являются более удобными для применения, что позволяет подойти к более сложным задачам, чем при помощи прежних методов. Предложенным методом можно также получить критерии устойчивости в более общем случае, когда нелинейная система не может быть описана системой дифференциальных уравнений, но может быть выражена интегральным уравнением.

В настоящей работе представлены критерии устойчивости как для случая, когда нелинейная характеристика находится в квадрантах I и III плоскости (y, σ) (функции класса (A)), так и для случая, когда эта характеристика расположена в одном из секторов этой плоскости.

CRITÉRIUMS DE STABILITÉ DES SYSTÈMES NON LINÉAIRES DE RÉGLAGE AUTOMATIQUE, BASÉS SUR L'EMPLOI DE LA TRANSFORMÉE DE LAPLACE

RÉSUMÉ

L'auteur présente brièvement les bases d'une nouvelle méthode d'analyse des systèmes non linéaires de réglage automatique. Il applique cette méthode pour établir des critériums de stabilité absolue pour les systèmes de réglage automatiques avec une seule non-linéarité.

La méthode est basée sur une inégalité établie dans le texte, et qui est une conséquence du théorème de Parseval.

Dans les critériums de stabilité ainsi obtenus, on voit intervenir la fonction de transfert de la partie linéaire du système. Les nouveaux critériums sont d'une application plus commode, ce qui permet d'aborder des problèmes dont la complexité est supérieure à celle qui est accessible aux méthodes actuelles. La méthode permet, en outre, de fournir des critériums de stabilité dans le cas, plus général, où le système non linéaire ne peut être décrit par un système d'équations différentielles, mais peut être décrit par une équation intégrale.

L'auteur présente des critériums de stabilité valables aussi bien dans le cas où la caractéristique non-linéaire est contenue dans les cadrans I et III du plan (y, σ) (fonction de classe (A)) que dans le cas où cette caractéristique est contenue dans un secteur de ce plan.

BIBLIOGRAFIE

1. Летов А. М., *Устойчивость нелинейных регулируемых систем*, Гостехиздат, Москва, 1955.

2. Лурие А. И., *Некоторые нелинейные задачи теории автоматического регулирования*, Гостехиздат, Москва, 1951.
3. Doetsch G., *Handbuch der Laplace-Transformation*, **I**, Birkhäuser, Basel, 1950.
4. Попов В. М., *Об ослаблении достаточных условий абсолютной устойчивости*, Автоматика и Телемеханика, *1*, 3.9 (1958).
5. Малкин И. Г., *Об одной задаче теории устойчивости систем автоматического регулирования*, Прикладная математика и механика, **XVI**, *3*, 365—368, 1952.
6. Bellman Richard, *Stability theory of differential equations*, New York, 1952.

REGLAREA AUTOMATĂ A FRECVENŢEI UNUI GENERATOR SINUSOIDAL*)

DE

A. MORARU

CONSIDERAŢII INTRODUCTIVE

În laboratoarele Institutului de energetică se află un generator cu undă de tensiune sinusoidală, antrenat de la un grup $G - M$. Necesităţile cercetărilor au ridicat problema echipării acestui generator cu un regulator automat de frecvenţă, care să permită menţinerea frecvenţei, cu o precizie de $\pm$ 0,2 Hz, în jurul valorii de 50 Hz. Deşi realizarea unui regulator automat de frecvenţă nu constituie o cercetare propriu-zisă; problemele ridicate de realizarea acestuia au determinat efectuarea unor studii teoretice şi experimentale, care merită să fie relevate.

Grupul reglat (fig. 1) se compune din următoarele maşini electrice principale :

— un motor asincron trifazat, cu inele colectoare (MA1) de 40 kW, 220/380 V, 750 rot/min ;

— un generator de curent continuu (*GCC*) de 40 kW, 440 V, 730 rot/min ;

— un motor de curent continuu (*MCC*) de 30 kW, 470 V, 1120 rot/min ;

— un generator trifazat cu undă de tensiune sinusoidală (*GS*) de 30 kVA, 3 $\times$ 380/220 V, 50 Hz, 1500 rot/min.

Generatorul de curent continuu este excitat de la o amplidină (*A*) de 2,5 kW, 230 V, iar motorul de curent continuu este excitat separat de la o excitatoare (*E*). Amplidina şi excitatoarea sînt acţionate de un motor asincron cu rotorul în colivie (*MA*2) de 7 kW.

---

*) Lucrare prezentată Institutului de energetică la data de 17 ianuarie 1958.

Generatorul sinusoidal este excitat de la un regulator automat de tensiune (RAT), de care nu ne ocupăm aici.

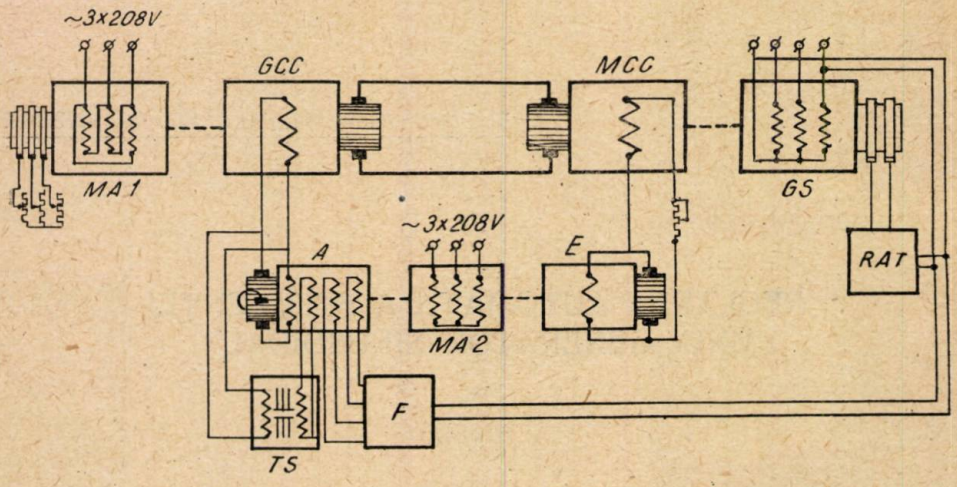


Fig. 1

În afară de mașinile enumerate mai sus, schema mai conține un transformator de stabilizare (TS) și un organ de măsurare a frecvenței (F).

SCHEMA BLOC A REGLĂRII FRECVENȚEI

Pentru comoditatea studiului, schemele de reglare automată se reprezintă aproape întotdeauna sub formă de scheme bloc, numite și scheme structurale. Aceste scheme scot în evidență numai acele legături dintre diferitele elemente care interesează direct pentru aprecierea calităților și caracteristicilor sistemului. Fiecare bloc al schemei este caracterizat prin funcția sa de transfer, dată sub formă operațională sau complexă.

Schema bloc a reglării frecvenței generatorului sinusoidal este reprezentată în figura 2. Diferitele blocuri corespund elementelor reale și anume :

$K_1\ W_1$ — amplidinei,
$K_2\ W_2$ — generatorului de curent continuu,
$K_3\ W_3$ — motorului de curent continuu,
$K_4\ W_4$ — generatorului sinusoidal,
S — transformatorului de stabilizare.

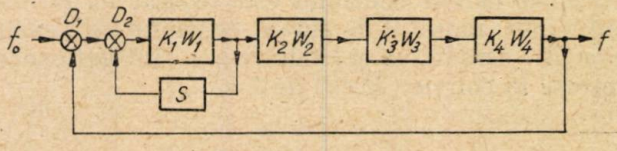


Fig. 2

Diferențialele D_1 și D_2 nu există fizic separate, ci sînt înglobate de fapt în amplidină și în organul de măsurare a frecvenței. De asemenea la intrarea amplidinei nu se aplică eroarea de frecvență $f - f_0$, ci diferența a două tensiuni, proporționale cu diferența frecvențelor. Am adoptat totuși această reprezentare ca fiind mai clară; dacă se atribuie și diferențialului o funcție de transfer, schema devine corectă.

SCHEMA ORGANULUI DE MĂSURARE A FRECVENȚEI

La alegerea schemei de măsurare a frecvenței a fost necesar să se țină seama de următoarele cerințe:

— coeficientul de supraîncărcare în regim permanent al bobinajelor de comandă ale amplidinei să nu depășească valoarea 15;

— eroarea datorită variației caracteristicilor redresoarelor utilizate să nu depășească $\frac{2}{3}$ din eroarea prescrisă schemei ($\pm 0{,}4\%$);

— consumul schemei să fie sub 100 VA.

În afară de aceste cerințe speciale, impuse de condițiile specifice de realizare, schema mai trebuia să corespundă și cerințelor generale privind puterea de ieșire la precizia prescrisă și menținerea în timp a caracteristicilor.

Schemele de măsurare a frecvenței care pot intra în discuție la realizarea regulatorului de frecvență sînt descrise în literatura de specialitate [1], [2] și nu vom insista asupra lor. Menționăm doar că schemele primitive, în care se compară curenții absorbiți de două impedanțe care variază diferit cu frecvența, nu pot fi utilizate, întrucît nu pot satisface nici una din cerințele speciale menționate mai sus. Din acest motiv, am recurs la cea mai perfecționată schemă, cu filtru de bandă [1], [2], [3], [4], care este suficient de simplă și permite obținerea unor puteri apreciabile la ieșire.

Schema finală a organului de măsurare a frecvenței adoptat este reprezentată în figura 3. Aici transformatorul T_1, alimentat la 220 V (de la tensiunea a cărei frecvență trebuie măsurată), dă în secundar două tensiuni egale, tot de cîte 220 V. Transformatoarele T_2 și T_3 servesc pentru adaptarea sarcinii. În diagonala punții formate din secundarele transformatorului T_1 și primarele transformatoarelor T_2 și T_3 este conectată ieșirea filtrului de bandă, format din condensatoarele C_1, C_2 și bobina L. R_2 și R_3 sînt două punți de redresare, care alimentează bobinajele de comandă ale amplidinei.

Funcționarea schemei se bazează pe faptul că în banda de trecere, tensiunea de ieșire a unui filtru de bandă ideal are amplitudinea constantă, iar faza variază liniar cu frecvența de la 0° la 180°. Prin redresarea sensibilă la fază a tensiunii de ieșire a filtrului de bandă se obține o tensiune a cărei valoare medie (continuă) este proporțională cu abaterea frecvenței față de frecvența mediană a benzii de trecere. În schema adoptată, re-

dresarea sensibilă la fază se realizează adunînd, respectiv scăzînd, din tensiunea de fază variabilă V_φ o tensiune de fază constantă $V_2 = V_3$ (fig. 4).

Luînd diferența valorilor absolute ale tensiunilor sumă și diferență (U_2 și U_3 în fig. 4), se obține o tensiune continuă proporțională cu abaterea frecvenței.

Organul de măsurare a frecvenței folosind filtru de bandă ideal are

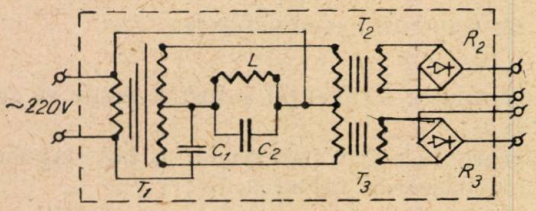


Fig. 3

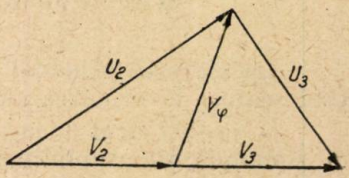


Fig. 4

cel mai mic consum dintre toate schemele cunoscute, întrucît la marginile benzii de trecere ea are teoretic un randament unitar. În cazul filtrelor de bandă reale, randamentul scade, faza nu mai este o funcție liniară de frecvență în banda de trecere și amplitudinea tensiunii de ieșire nu mai este constantă. Totuși avantajele acestei scheme se mențin, fapt pentru care am și adoptat-o la regulatorul de frecvență.

Caracteristicile organului de măsurare a frecvenței după schema din figura 3 sînt calculate în anexa 1. Din expresia liniarizată a tensiunii medii de ieșire a organului de măsurare a frecvenței,

$$U_m = \frac{8\,U_1'}{\pi\,\delta} \cdot \frac{f - f_0}{f_0},$$

rezultă că sensibilitatea schemei este cu atît mai mare, cu cît δ este mai mic. δ reprezintă factorul de pierderi al circuitului, iar în cazul optim ($R_s = 2R_0$), reprezintă dublul factorului de pierderi al bobinei L la frecvența nominală f_0. Pentru o sensibilitate mare, este necesar un factor de pierderi mic. În acest sens s-a făcut un studiu amănunțit, care a dus la elaborarea unor tipuri de bobine cu miez de fier cu factor de pierderi minim [5].

În comparație cu schemele primitive *), schema cu filtru de bandă descrisă are o sensibilitate de $\frac{2}{\delta}$ ori mai mare, la aceeași încărcare a rezistențelor de sarcină (bobinajele amplidinei). În același raport se reduc și erorile datorite variației caracteristicilor redresoarelor. În schema realizată $\delta = 0{,}104$ și $\frac{2}{\delta} = 19{,}2$, deci chiar și în cazul utilizării redresoarelor de calitate inferioară, erorile datorite variației caracteristicilor redresoarelor sînt foarte mici.

*) Numim scheme primitive schemele în care frecvența se măsoară comparînd curenții absorbiți de două impedanțe variabile cu frecvența.

Schema corespunde și din punct de vedere al coeficientului de supraîncărcare în regim permanent a bobinajelor de comandă ale amplidinei. În schema realizată, bobinajele de comandă sînt supraîncărcate numai de 6,8 ori, deci la mai puțin de jumătate din valoarea maximă admisă.

Consumul organului de măsurare a frecvenței este de 44 VA, sub un factor de putere cos $\varphi = 0{,}7$ la frecvența f_0.

Proiectarea schemei organului de măsurare a frecvenței în cazul concret considerat este dată în anexa 2.

AMPLIFICAREA ȘI CIRCUITUL DE STABILIZARE

Amplificarea de putere s-a realizat cu ajutorul unei amplidine de 2,5 kW, 230 V, echipată cu trei bobinaje de comandă, cu următoarele caracteristici :

bobinajul 1 $R = 145\ \Omega$, $w = 1120$ spire, $T = 0{,}05$ s,
bobinajul 2 $R = 145\ \Omega$, $w = 1120$ spire, $T = 0{,}05$ s,
bobinajul 3 $R = 29\ \Omega$, $w = 500$ spire, $T = 0{,}05$ s.

Solenația de comandă nominală a amplidinei este de 50 A. sp., ceea ce asigură un factor de amplificare al puterii de aproximativ 8 700 pentru oricare dintre bobinajele de comandă.

Caracteristica de amplificare a amplidinei este neliniară și este supărătoare mai ales prezența unui histerezis pronunțat. Încercările de a liniariza caracteristica prin premagnetizare în curent alternativ nu au dat rezultate satisfăcătoare, întrucît astfel se liniarizează numai caracteristicile în regim staționar. Or, prezența histerezisului este supărătoare mai ales în regim variabil, în legătură cu stabilitatea și calitățile dinamice ale regulatorului automat. S-a experimentat și utilizarea unui corector de histerezis cu amplificatoare magnetice, dar utilizarea acestuia făcea aproape imposibilă stabilizarea sistemului de reglare automată. În cele din urmă s-a renunțat la liniarizarea caracteristicilor amplidinei și sistemul de reglare automată s-a proiectat cu o rezervă de stabilitate mai mare.

Stabilizarea s-a realizat cu ajutorul unui transformator de stabilizare care debitează direct pe un bobinaj de comandă al amplidinei. Deși acest transformator este o piesă mare, grea și destul de costisitoare, el prezintă o siguranță maximă în funcționare și are caracteristici foarte constante în timp.

O soluție mai elegantă și mai modernă ar fi fost utilizarea unui transformator de stabilizare de dimensiuni reduse — sau a unui circuit RC — și amplificarea semnalului înainte de a fi aplicat la intrarea amplidinei. Amplificarea trebuie realizată cu un amplificator de curent continuu (amplificator magnetic sau electronic). În realizarea unui astfel de circuit de stabilizare ne-am lovit de dificultatea construirii amplificatorului de curent continuu necesar. Amplificatoarele magnetice utilizînd materiale magnetice și redresoare cu seleniu de calitate inferioară nu pot fi satisfăcătoare în acest caz, atît din cauza insuficienței factorului de amplificare, cît și din cauza instabilității foarte pronunțate a nulului. Soluția cu amplificator

electronic nu s-a luat în considerație, datorită siguranței reduse în funcționare și dificultăților legate de adaptarea rezistenței sarcinii.

Transformatorul de stabilizare utilizat a fost proiectat și executat la Institutul de energetică, special pentru schema de reglare automată a frecvenței. Energia maximă în regim liniar a transformatorului de stabilizare este de aproximativ 120 jouli, la o încălzire de 50 °C a bobinajului primar.

FUNCȚIA DE TRANSFER A SCHEMEI DE REGLARE AUTOMATĂ

Trebuie observat de la început că majoritatea elementelor componente ale schemei de reglare analizată sînt neliniare. Pentru a putea totuși cerceta stabilitatea și calitățile sistemului la abateri mici, se recurge la liniarizarea incrementală a caracteristicilor elementelor. Această metodă dă rezultate foarte bune în cazul neliniarităților univoce, însă este cel puțin grosolană în cazul neliniarităților neunivoce. Neliniaritățile caracteristicilor amplidinei, ale generatorului de curent continuu și ale transformatorului de stabilizare sînt neunivoce (histerezis). Însă și aici a trebuit să recurgem la liniarizarea incrementală, întrucît nu se dispune de o altă metodă pentru studiul teoretic al regimului dinamic. Asupra aproximațiilor introduse se va reveni mai departe.

În anexa 2 s-au calculat funcțiile de transfer liniarizate ale elementelor schemei. Funcția de transfer a întregului lanț deschis este

$$KW(p) = \frac{K_1 W_1(p)}{1 + S(p) K_1 W_1(p)} K_2 W_2(p) K_3 W_3(p) K_4 W_4(p).$$

Introducînd valorile calculate în anexa 3, după unele calcule simple se obține

$$KW(p) = \frac{23(1 + 1{,}35\,p)}{(1 + 0{,}25\,p)(1 + 1{,}65\,p + 0{,}082\,p^2)(1 + 6{,}85\,p + 0{,}205\,p^2 + 0{,}009\,p^3)}.$$

Trasînd caracteristicile logaritmice amplificare-frecvență și fază-frecvență (fig. 5, linie plină) se constată că sistemul are o rezervă de stabilitate de 13,2 dbel și 48°. În banda de trecere ($\varphi < 180°$) funcția de transfer a lanțului deschis se poate aproxima prin

$$KW(p) \approx \frac{23(1 + 1{,}35\,p)}{(1 + 6{,}82\,p)(1 + 1{,}6\,p)}.$$

Astfel, funcția de transfer a schemei de reglare a frecvenței (lanțul închis prin reacție negativă) devine

$$K_0 W_0(p) = \frac{KW(p)}{1 + KW(p)} \approx \frac{23(1 + 1{,}35\,p)}{(1 + 6{,}82\,p)(1 + 1{,}6\,p) + 23(1 + 1{,}35\,p)}.$$

După unele calcule simple se obține

$$K_0 W_0(p) \approx \frac{0{,}958(1 + 1{,}35\,p)}{(1 + 1{,}29\,p)(1 + 0{,}35\,p)} \approx \frac{0{,}958}{1 + 0{,}35\,p}.$$

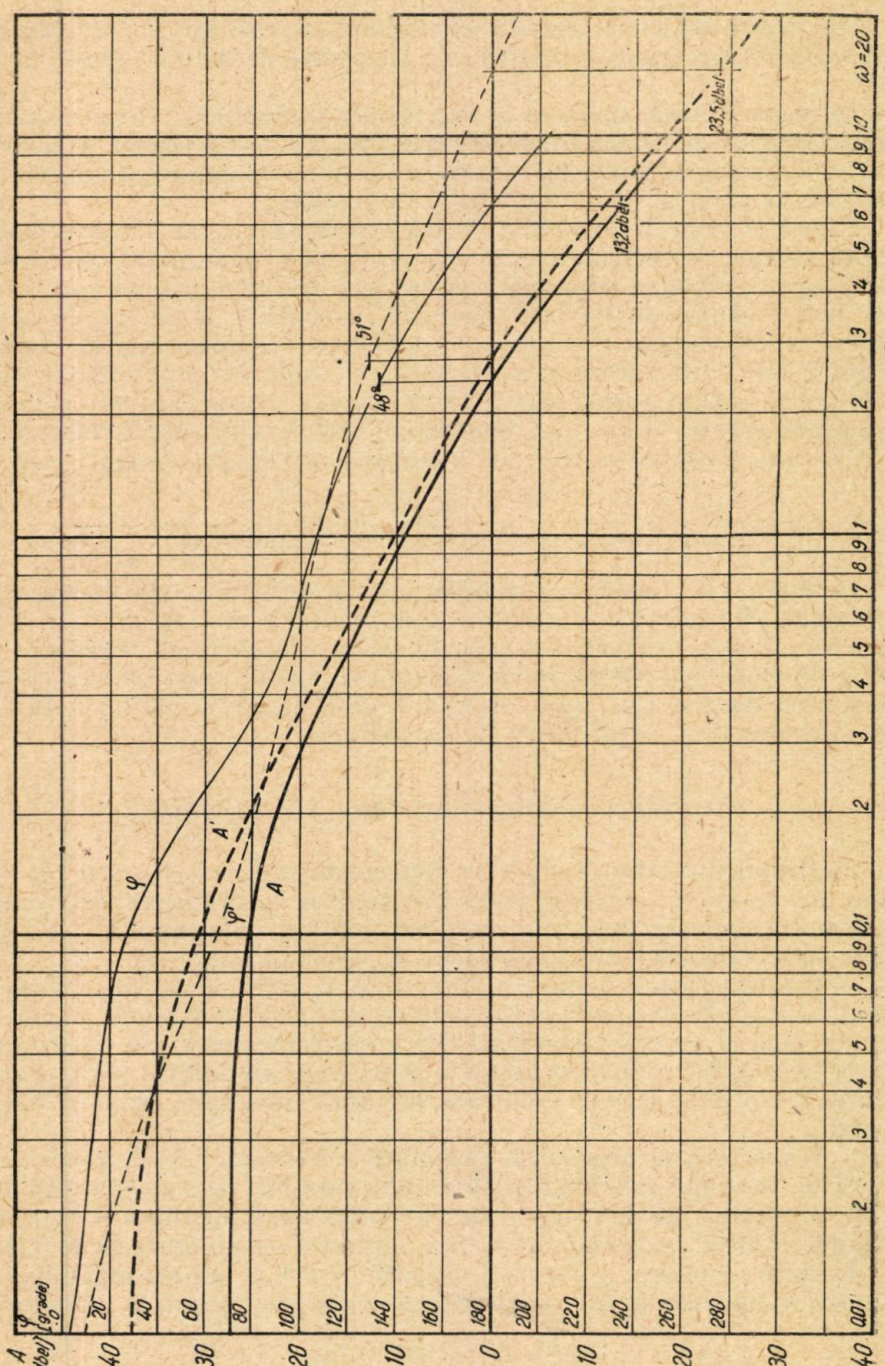


Fig. 5

Din aceste calcule ar rezulta că sistemul are calități dinamice foarte bune, realizînd o reglare aperiodică cu o constantă de timp de aproximativ 0,35 s.

În realitate însă, sistemul are un histerezis pronunțat. Efectul histerezisului este introducerea unor defazaje apreciabile (în sensul caracteristicilor echivalente de transfer), care cresc odată cu micșorarea amplitudinii oscilațiilor, și variația în limite largi a amplificării.

Pentru a pune în evidență efectul histerezisului, s-a făcut o modificare în schema de reglare, astfel ca importanța histerezisului să crească. În acest scop, s-au legat în paralel bobinajele de excitație ale generatorului, astfel încît tensiunea de excitație necesară să scadă la jumătate. În acest mod, s-a triplat aproape factorul de amplificare al lanțului deschis (amplidina fiind mai puțin saturată, și-a crescut factorul de amplificare de 1,65 ori). Pentru a realiza aproximativ aceeași rezervă de stabilitate în defazaj, s-au legat în paralel și cele două jumătăți ale primarului transformatorului de stabilizare. Funcția de transfer a lanțului modificat (deschis) este

$$K'W'(p) = \frac{76\,(1 + 1{,}35\,p)}{(1 + 0{,}25\,p)\,(1 + 1{,}65\,p + 0{,}082\,p^2)\,(1 + 19{,}4p + 0{,}205\,p^2 + 0{,}009\,p^3)}.$$

În figura 5 s-a trasat cu linie întreruptă și această funcție de transfer. Se constată că rezerva de stabilitate a sistemului a crescut simțitor (23,5 dbel și 51°). Totuși încercările directe au arătat o înrăutățire vizibilă a calităților dinamice ale sistemului de reglare automată. Acest lucru se poate explica ușor, dacă se ține seama de faptul că la tensiuni mai mici, importanța histerezisului crește mult la amplidină.

CALITĂȚILE STATICE ȘI DINAMICE ALE REGLĂRII

Statismul sistemului reglat s-a determinat indirect, întrucît nu dispunem nici de sarcini potrivite pentru încărcarea generatorului sinusoidal, nici de un instrument cu care să se poată măsura variațiile de $\pm$ 0,2 Hz ale frecvenței. Determinările s-au făcut în modul următor :

— S-a conectat generatorul sinusoidal la rețeaua de distribuție și variind curentul de comandă al amplidinei, s-a încărcat motorul de curent continuu pînă la curentul nominal. Din această încărcare s-a determinat variația tensiunii de comandă necesară la intrarea amplidinei (6V), pentru a încărca motorul cu sarcina nominală, la viteză constantă, egală cu viteza nominală.

— S-a alimentat organul de măsurare a frecvenței de la o sursă exterioară de tensiune constantă și frecvență variabilă și s-au măsurat variațiile tensiunilor pe bobinajele de comandă ale amplidinei la variația frecvenței în jurul valorii nominale. S-a obținut o sensibilitate de 16 V/Hz.

Rezultă că pentru a obține o variație de 6 V la ieșirea organului de măsurare a frecvenței, frecvența generatorului va trebui să varieze cu

$$\Delta f = \frac{6}{16} = 0{,}375 \text{ Hz}.$$

Deci regulatorul va permite realizarea unui statism

$$s = \frac{\Delta f}{f_n} = 0{,}0075 = 0{,}75\%$$

iar precizia reglării va fi

$$\varepsilon = \pm \frac{\Delta f}{2f_n} = \pm 0{,}375\%,$$

ceea ce corespunde condițiilor impuse regulatorului.

Calitățile dinamice ale reglării s-au apreciat tot pe cale indirectă, variind în treaptă nu sarcina generatorului sinusoidal, ci o tensiune aplicată în serie cu un bobinaj de comandă (echivalentă cu variația în treaptă a frecvenței). Perturbația realizată astfel este mai brutală decît cea datorită variației în treaptă a sarcinii motorului, însă este mai ușor de realizat. Regimul tranzitoriu care ia naștere nu este aperiodic, cum rezultă din calculele schemei liniarizate, ci oscilatoriu amortizat, avînd o perioadă de oscilație de aproximativ 2 s și o constantă de amortizare de aproximativ 1,8 s. La o perturbație de 6 V la intrarea amplidinei, prima oscilație a frecvenței depășește cu 0,34 Hz valoarea finală. În figura 6 s-a reprodus curba de variație în timp a frecvenței la perturbația de mai sus, dedusă din variația tensiunilor de la ieșirea organului de măsurare a frecvenței.

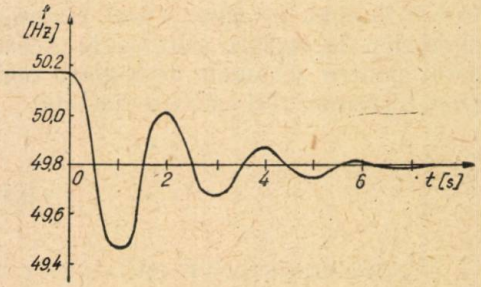


Fig. 6

Calitățile regulatorului nu sînt dintre cele mai bune și este supărătoare mai ales suprareglarea frecvenței. Totuși eroarea dinamică nu depășește dublul erorii statice și regimul tranzitoriu, pînă la amortizarea oscilațiilor, durează puțin (aproximativ 6 s).

O îmbunătățire suplimentară a calităților dinamice ale sistemului ar necesita introducerea unei reacții negative elastice mai puternice, ceea ce ar necesita fie înlocuirea transformatorului de stabilizare cu unul de dimensiuni mai mari, fie introducerea unui amplificator suplimentar în circuitul de stabilizare.

CONSIDERAȚII FINALE

Schema de reglare a frecvenței realizată reprezintă un caz particular, întîlnit rar în practică. Din acest motiv, această schemă nu este susceptibilă de o generalizare directă. Totuși, experiența căpătată ne-a sugerat o schemă de reglare a frecvenței la grupurile electrogene (de curent alternativ) de putere mijlocie fabricate la noi în țară. Schema pe care o propunem se compune dintr-un filtru de bandă similar cu cel descris, care debitează

pe înfășurarea de comandă a unui servomotor bifazat, alimentat la înfășurarea de excitație de la tensiunea de intrare a filtrului. La frecvența mediană a filtrului, servomotorul va fi în repaus, iar la alte frecvențe se va roti într-un sens sau altul. Printr-un reductor convenabil, servomotorul poate acționa asupra regulatorului de viteză centrifugal al motorului primar, realizînd reglarea frecvenței. Reglarea realizată va fi astatică, însă se poate realiza, fără dificultăți, și o reglare statică.

Pe de altă parte, lucrările efectuate la realizarea regulatorului de frecvență au arătat importanța deosebită pe care o are prezența histerezisului în elementele schemei de reglare și inadmisibilitatea liniarizării simpliste a caracteristicilor în astfel de cazuri. Din această cauză, s-ar impune efectuarea unor studii teoretice și experimentale mai profunde privind influența pe care o are histerezisul asupra calităților și stabilității schemelor de reglare automată. Aceste studii ar prezenta un interes deosebit pentru schemele de reglare realizate cu mașini electrice, unde prezența histerezisului este inevitabilă.

ANEXA 1

CARACTERISTICILE ORGANULUI DE MĂSURARE A FRECVENȚEI

Se neglijează, în primă aproximație, impedanțele transformatorului de alimentare T_1 și ale transformatoarelor de adaptare T_2 și T_3. Se notează cu R rezistența sarcinii, raportată la primarul transformatoarelor T_2 și T_3. În acest caz rezultă circuitul echivalent simplificat al schemei din figura 3, redat în figura 7. Făcînd unele calcule simple, se obțin tensiunile $U_2 = RI_2$ și $U_3 = RI_3$ care interesează,

$$U_2 = U_1 + V_\varphi = U_1 (1 + k_\varphi),$$
$$U_3 = U_1 - V_\varphi = U_1 (1 - k_\varphi),$$

unde

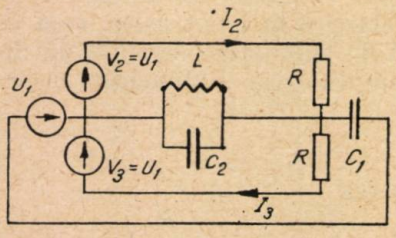


Fig. 7

$$k_\varphi = \frac{C_1}{C_1 + C_2} \cdot \frac{1}{1 - \frac{1}{L(C_1 + C_2)\omega^2} - j\frac{2}{R(C_1 + C_2)\omega}}.$$

Notînd

$$L(C_1 + C_2)\omega_0^2 = 1$$

și

$$\frac{2}{R(C_1 + C_2)\omega_0} = \frac{2L\omega_0}{R} = \delta,$$

rezultă

$$k_\varphi = \frac{C_1}{C_1 + C_2} \cdot \frac{1}{1 - \left(\frac{\omega_0}{\omega}\right)^2 - j\delta\frac{\omega_0}{\omega}}.$$

La $\omega = \omega_0$, tensiunea de la ieșirea filtrului este defazată cu $\frac{\pi}{2}$ înaintea tensiunii de alimentare U_1 și la ieșirea organului de măsurare a frecvenței apar două tensiuni egale, a căror diferență (a valorilor absolute) este nulă. Deci $f_0 = \frac{\omega_0}{2\pi}$ este frecvența etalon a acestei scheme. La această frecvență

$$k_{\varphi 0} = k_{\varphi max} = j \frac{C_1}{C_1 + C_2} \cdot \frac{1}{\delta}.$$

Pentru o bună utilizare a puterii absorbite, trebuie să avem $|k_{\varphi 0}| = 1$, adică

$$\frac{C_1}{C_1 + C_2} = \delta.$$

În această ipoteză și notînd $\frac{\omega_0}{\omega} = \frac{f_0}{f} = x$, rezultă,

$$k_\varphi = \frac{\delta}{1 - x^2 - j\delta x},$$

$$U_2 = U_1 \frac{1 + \delta - x^2 - j\delta x}{1 - x^2 - j\,\delta x},$$

$$U_3 = U_1 \frac{1 - \delta - x^2 - j\delta x}{1 - x^2 - j\delta x}.$$

Tensiunea medie de ieșire a schemei este (după redresare)

$$U_m = \frac{2\sqrt{2}}{\pi} (|U_2| - |U_3|).$$

Dezvoltînd în serie în jurul frecvenței f_0, se poate deduce expresia (pentru $|f - f_0| \leqslant 0{,}05\ \delta\ f_0$)

$$U_m \approx \frac{8}{\pi} \cdot \frac{U_1}{\delta} \cdot \frac{f - f_0}{f_0}.$$

La schema reală, în locul lui U_1 se va introduce $\frac{U_1}{k}$, k fiind raportul de transformare al transformatoarelor T_2 și T_3.

Banda de trecere ideală a filtrului este

$$\left(1 - \frac{\pi}{4}\delta\right) f_0 \leqslant f \leqslant \left(1 + \frac{\pi}{4}\delta\right) f_0$$

iar banda de trecere reală este

$$\left(1 - \frac{1}{2}\delta\right) f_0 \leqslant f \leqslant \left(1 + \frac{1}{2}\delta\right) f_0 \text{ *)}.$$

*) Banda de trecere ideală se definește ca banda de frecvențe în care faza ar varia de la 0 la π, dacă viteza de variație a fazei ar fi aceeași ca la frecvența f_0. Banda de trecere reală este banda de frecvențe în care atenuarea filtrului este mai mică de 3 dbel, iar faza variază de la $\frac{\pi}{4}$ la $\frac{3\pi}{4}$.

Tensiunile U_2 si U_3 sînt maxime aproximativ la marginile benzii de trecere reale, avînd o valoare aproximativ 1,6 U_1. Aceasta este tensiunea la care trebuie dimensionate redresoarele. Tensiunea medie de ieșire este maximă cam în aceeași regiune și reprezintă aproximativ 0,71 U_1 $\left(\text{respectiv } 0{,}71\ \frac{U_1}{k}\right)$.

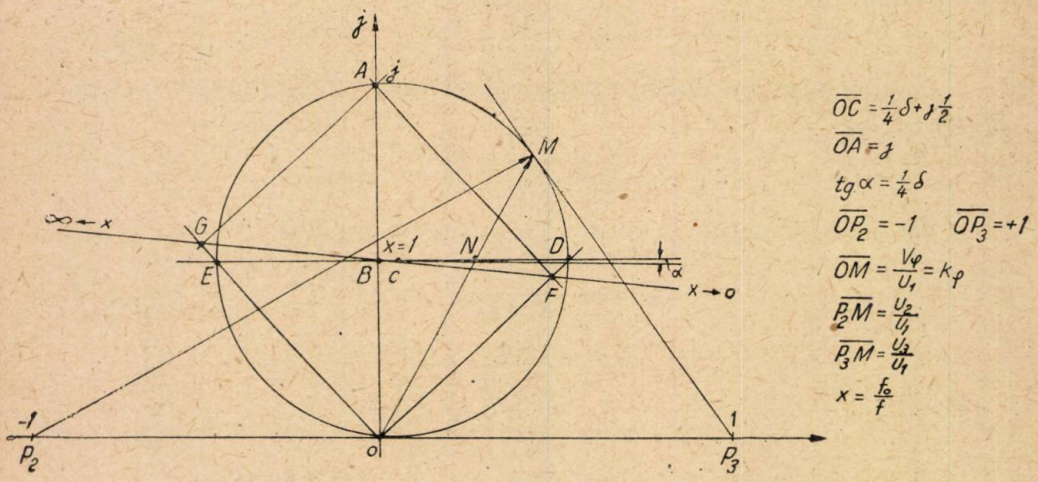


Fig. 8

Pentru un studiu mai amănunțit al comportării filtrului și a organului de măsurare a frecvenței, se poate utiliza o diagramă circulară aproximativă, care dă rezultate foarte precise în banda de trecere și introduce erori mai mici decît $\frac{1}{4}\ \delta$ la frecvențe foarte mari sau foarte mici.

Construcția diagramei circulare rezultă din figura 8. În planul complex $10j$ se trasează un cerc, cu centrul în $C\left(\frac{1}{4}\delta + j\frac{1}{2}\right)$, care trece prin origine. O rază vectoare $\overline{OM}$ va reprezenta în acest plan factorul k_φ sau, la altă scară (de U_1 ori mai mare), tensiunea V_φ de la ieșirea filtrului. Tensiunile U_2 și U_3 sînt egale — la scara tensiunilor — cu vectorii complecși $\overline{P_2M}$ și $\overline{P_3M}$. Scara frecvențelor se trasează în modul următor: se duce prin C o dreaptă CN care face cu axa reală unghiul $\alpha = \text{arctg}\ \frac{1}{4}\ \delta$. Punctele de intersecție D și E ale acestei drepte cu cercul determină punctele corespunzătoare lui $x = 1 - \frac{1}{2}\ \delta$ și $x = 1 + \frac{1}{2}\delta$, iar în B (punctul de intersecție al dreptei CN cu axa ordonatelor) $x = 1$, x fiind raportul $\frac{f_0}{f}$. Cum scara este aproape uniformă, se duc din A dreptele $AG \parallel OD$ și $AF \parallel OE$.

Prin punctele G și F de intersecție se duce o dreaptă, pe care se măsoară frecvențele pe o scară uniformă, ținînd seama de faptul că
în G

$$f = \left(1 - \frac{1}{2}\,\delta\right) f_0$$

și în F

$$f = \left(1 + \frac{1}{2}\,\delta\right) f_0.$$

Calculele de mai sus s-au făcut în anumite ipoteze simplificatoare, arătate la început. În realitate transformatoarele T_1, T_2 și T_3 nu au impedanțe nule, iar bobina L are și o rezistență (rezistența bobinajului și de pierderi în fier). În sfîrșit, transformatoarele T_2 și T_3 au și o impedanță de magnetizare, legată în paralel cu sarcina. De toate aceste influențe se poate ține seama după cum urmează.

Impedanțele de scurtcircuit ale transformatoarelor au un caracter rezistiv pronunțat, fiind de putere mică, deci influența reactanței lor de scăpări poate fi neglijată. Efectul rezistenței bobinajelor se traduce printr-o micșorare a tensiunii pe sarcină. De acest efect se ține seama printr-un „randament ohmic", definit ca raportul dintre rezistența sarcinii și rezistența totală a circuitului (raportate la aceleași condiții). Prin randamentul ohmic se poate ține seama și de căderea de tensiune în redresoare. Randamentul ohmic este de ordinul $\eta_r = 0{,}85 \div 0{,}75$. Deci tensiunea medie de ieșire reală va fi de η_r ori mai mică decît cea ideală.

Reactanțele de magnetizare ale transformatoarelor T_2 și T_3 apar montate în paralel cu bobina L. Însă dacă transformatoarele sînt bine proiectate, ele au o impedanță de magnetizare de peste 10 ori rezistența sarcinii. Cum rezistența sarcinii este de $\frac{2}{\delta}$ ori reactanța bobinei L, rezultă că efectul impedanțelor de magnetizare este de a modifica frecvența f_0 cu o cantitate de $\frac{\delta}{10} f_0$. Chiar la o variație cu 10% a reactanței de magnetizare a transformatoarelor, variația frecvenței etalon f_0 este deci neglijabilă.

Influența pierderilor în bobina L poate fi evaluată, la frecvențe apropiate de f_0, printr-o rezistență R_0 în paralel cu inductanța bobinei. Pentru variații mici ale frecvenței în jurul lui f_0, această rezistență poate fi considerată constantă. Notînd cu R_s rezistențe de sarcină (sarcina plus rezistențele parazite), rezistența echivalentă în schema din figura 7 este

$$R = \frac{2 R_0 R_s}{2R_0 + R_s}$$

iar puterea utilă pe sarcină va fi

$$P_u = 2\eta_r R_s \left(\frac{U_m}{R_s}\right)^2 = 2\eta_r \frac{2R_0}{2R_0 + R_s} \cdot \frac{U_m^2}{R} = 2\eta_r \frac{2R_0}{2R_0 + R_s} P_m,$$

P_m fiind puterea medie ideală a schemei.

Se poate arăta uşor că puterea utilă este maximă pentru $R_s = 2R_0$. Deci sensibilitatea şi puterea de ieşire a schemei este strîns legată de calităţile reactorului utilizat.

ANEXA 2

FUNCŢIILE DE TRANSFER ALE ELEMENTELOR SCHEMEI

Amplidina. Se cunosc următoarele date :

— constanta de timp a unui bobinaj de comandă

$$T_1 = 0{,}05 \text{ s};$$

— constanta de timp a axei transversale

$$T_2 = 0{,}08 \text{ s};$$

— factorul de reacţie negativă

$$\alpha = 0{,}25;$$

— factorul de amplificare incremental la 230 V pentru bobinajul de 29 Ω

$$K_1 = 52.$$

Amplidina este alimentată prin trei bobinaje de comandă. Rezistenţele interne ale surselor care alimentează aceste bobinaje reprezintă 100% (transformator de stabilizare), respectiv 25% şi 25% (organ de măsurare a frecvenţei) din rezistenţa bobinajelor de comandă pe care le alimentează. Constanta de timp a primului etaj va fi

$$T_1 = \left(\frac{1}{1+1} + \frac{1}{1+0{,}25} + \frac{1}{1+0{,}25}\right) 0{,}05 = 0{,}105 \text{ s}.$$

Deci funcţia de transfer a amplidinei este

$$K_1 W_1(p) = \frac{(1+\alpha) K_1}{(1+pT_1)(1+pT_2)+\alpha} = \frac{K_1}{1 + p\dfrac{T_1+T_2}{1+\alpha} + p^2 \dfrac{T_1 T_2}{1+\alpha}}.$$

sau

$$K_1 W_1(p) = \frac{52}{1+0{,}147\,p + 0{,}0067\,p^2}.$$

Transformatorul de stabilizare. Din măsurători s-au determinat următorii parametri ai bobinajelor transformatorului de stabilizare (la cald) :

$$R_1 = 445 \ \Omega, \qquad R_2 = 25{,}5 \ \Omega,$$
$$L_1 = 460 \text{ H}, \qquad L_2 = 16{,}9 \text{ H},$$
$$M = 86 \text{ H}.$$

Rezistența bobinajului de comandă al amplidinei pe care debitează transformatorul de stabilizare este $\rho_2 = 29\ \Omega$.

Funcția de transfer a transformatorului va fi

$$S(p) = \frac{\rho_2}{R_2 + \rho_2} \cdot \frac{p\frac{M_1}{R_1}}{1 + p\left(\frac{L_1}{R_1} + \frac{L_2}{R_2 + \rho_2}\right)}.$$

Făcînd calculele rezultă

$$S(p) = \frac{0{,}103\,p}{1 + 1{,}35\,p}.$$

Generatorul de curent continuu. Constanta de timp a excitației generatorului, ținînd seama de rezistența internă a amplidinei, s-a determinat ca fiind $T_e = 0{,}25$ s. Factorul de amplificare s-a determinat și direct, însă în vederea liniarizării caracteristicilor s-a găsit mai indicat să se determine factorul de amplificare global al întregului lanț deschis. S-a găsit $K = K_1K_2K_3K_4 = 23$.

Deci

$$K_2W_2(p) = \frac{K_2}{1 + 0{,}25\,p}.$$

Motorul de curent continuu. Constanta de timp electromecanică a motorului de curent continuu, cuplat cu generatorul sinusoidal, s-a determinat prin oscilografierea regimului tranzitoriu la pornirea motorului. S-a obținut $T_m \approx 1$s în stare nesaturată. În stare saturată a generatorului, rezistența aparentă a circuitului indusurilor (generator-motor) crește de 1,65 ori datorită reacției indusului. În același raport trebuie mărită și constanta de timp electromecanică, deci $T_m = 1{,}65$ s. Constanta de timp a circuitului indusurilor s-a determinat măsurînd reactanța (9,4 Ω) și rezistența (0,64 Ω) acestui circuit. Deci

$$T_e = \frac{X}{\omega R} = \frac{9{,}4}{314 \cdot 0{,}64} = 0{,}047 \approx 0{,}05\ \text{s}.$$

Funcția de transfer devine

$$K_3W_3(p) = \frac{K_3}{1 + p\,T_m(1 + p\,T_e)}$$

sau, făcînd calculele numerice,

$$K_3W_3(p) = \frac{K_3}{1 + 1{,}65\,p + 0{,}082\,p^2}.$$

Generatorul sinusoidal și organul de măsurare a frecvenței se pot considera practic fără inerție, deci

$$K_4 W_4(p) \approx K_4.$$

ANEXA 3

PROIECTAREA ORGANULUI DE MĂSURARE A FRECVENȚEI

Din măsurătorile preliminare s-a determinat variația curentului de excitație necesară la intrarea amplidinei : 40 mA pe bobinajul de 145 Ω, 1 120 spire. Tensiunea de alimentare a organului de măsurare a frecvenței s-a ales de 220 V (tensiunea pe fază a generatorului).

Pentru asigurarea stabilității dinamice a regulatorului de frecvență în condiții nominale, lățimea benzii de trecere reală a filtrului de bandă trebuie să fie mai mare decît triplul variației frecvenței la variația sarcinii de la funcționarea în gol la funcționarea în sarcina nominală. Cum $\Delta f = +0{,}2 - (-0{,}2) = 0{,}4$ Hz, rezultă că lățimea benzii de trecere a filtrului trebuie să fie mai mare de 1,2 Hz. La o lățime de 1,2 Hz a benzii de trecere ar corespunde $\delta = 2{,}4\%$, ceea ce este foarte greu de realizat. Din acest motiv, lățimea benzii de trecere s-a luat de patru ori mai mare, astfel ca $\delta \approx 10\%$. În acest caz, tensiunea medie de ieșire a organului de măsurare, la o variație totală de $\frac{\Delta f}{f_n} = 0{,}8\%$ a frecvenței, va fi

$$\Delta U_m = \eta_r \frac{8}{\pi\delta} \cdot \frac{\Delta f}{f_n} U_1' = \eta_r \frac{8}{\pi} \cdot \frac{0.8}{10} U_1' = 0{,}204\, \eta_r U_1'.$$

Considerînd un randament ohmic $\eta_r = 0{,}75$ și $\Delta U_m = 0{,}04 \times 145 = 5{,}8$ V, rezultă

$$U_1' = \frac{\Delta U_m}{0{,}204\, \eta_r} = \frac{5{,}8}{0{,}204 \cdot 0{,}75} = 38 \text{ V} \approx 40 \text{ V}.$$

Deci transformatoarele T_2 și T_3 trebuie să aibă un raport de transformare

$$k = \frac{U_n}{U_1'} = \frac{220}{40} = 5{,}5.$$

Aceste transformatoare se execută cu miezul nesaturat. Tensiunea maximă care se aplică în primarul acestor transformatoare este $1{,}6\, U_n = 352$ V. Transformatoarele se calculează astfel ca la această tensiune inducția în miez să fie de 0,7 ÷ 0,8 Wb/m².

Tensiunea maximă care se obține în secundarul transformatoarelor T_2 și T_3 este de $1{,}6 \times 40 = 64$ V. Ținînd seama de căderea de tensiune

în transformatoare (aproximativ 15%), pentru redresarea acestor tensiuni sînt necesare punți de redresare conținînd cîte trei celule de 18 V tensiune inversă (efectivă) în serie pe fiecare braț. Curentul nominal al celulelor de redresare trebuie să fie de 0,25 A sau mai mare.

Puterea nominală a transformatoarelor T_2 și T_3 este de

$$64 \cdot 1{,}15 \cdot 0{,}25 = 18{,}4 \approx 20 \text{ VA}.$$

Transformatorul T_1 se calculează la o putere aparentă de aproximativ 1,2 ori mai mare, sau rotund 25 VA. De fapt este bine ca transformatoarele să fie supradimensionate, pentru a îmbunătăți randamentul ohmic al schemei.

Inductanța bobinei L și capacitățile condensatoarelor C_1, C_2 se deduc din valoarea factorului de pierderi δ și valoarea rezistenței de sarcină, dacă se cunoaște aproximativ valoarea factorului de pierderi al bobinei.

Rezistența de sarcină aparentă în primarul transformatoarelor T_2 și T_3 (ținînd seama și de căderile de tensiune în bobinaje) este

$$R_s = \frac{k^2 r_{ampl}}{\eta_r} = \frac{5{,}5^2 \cdot 145}{0{,}75} = 5\,850\ \Omega.$$

Considerînd că reactorul are un factor de pierderi $\delta_0 = \frac{1}{18} = 0{,}0555$, rezultă

$$L\omega_0 = \frac{(\delta - \delta_0) R_s}{2} = \frac{(0{,}1 - 0{,}0555)\, 5\,850}{2} \approx 130\,\Omega.$$

Deci

$$L = \frac{130}{314} = 0{,}414 \text{ H},$$

$$C_1 + C_2 = \frac{10^6}{314 \cdot 130} = 24{,}4\ \mu F,$$

$$\frac{C_1}{C_1 + C_2} = \delta = 0{,}1,$$

$$C_1 \approx 2{,}4\ \mu F, \quad C_2 \approx 22\ \mu F.$$

În organul de măsurare a frecvenței realizat, transformatoarele T_2 și T_3 au o rezistență de scurtcircuit de 15% din valoarea rezistenței de sarcină, reactanța de scăpări neglijabilă (sub 1%), iar reactanța de magnetizare de aproximativ 11 ori mai mare decît rezistența de sarcină. Randamentul ohmic realizat, ținînd seama și de rezistențele transformatorului T_1 și de rezistența redresoarelor, este aproximativ $\eta_r = 0{,}76$. Bobina L este proiectată pe baza studiului privind bobinele cu factor de pierderi

minim [5]. Ea are un miez cu secțiunea brută de 23 cm² și un factor de pierderi de 5,4%. Ținînd seama de pierderile în condensatoarele C_1 și C_2, factorul de pierderi al circuitului este de 5,7%. Bobina L este realizată cu întrefier și cu o inducție în miez de 0,6 Wb/m², astfel încît la variații de $\pm$ 20% ale tensiunii aplicate, variația reactanței este mai mică de 0,1%.

Capacitățile C_1 și C_2 sînt realizate din condensatoare bloc cu izolație de hîrtie. O deficiență a acestor condensatoare este variația capacității lor cu temperatura (circa 0,2% la 10 °C). Există condensatoare a căror capacitate nu variază cu temperatura, sau variază foarte puțin [2], însă sînt scumpe, iar procurarea lor este cel puțin problematică.

АВТОМАТИЧЕСКАЯ РЕГУЛИРОВКА ЧАСТОТЫ СИНУСОИДАЛЬНОГО ГЕНЕРАТОРА

КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ

В работе излагются некоторые теоретические и экспериментальные результаты, касающиеся схемы регулировки частоты генератора переменного тока, приводимого в действие агрегатом Д—Г (Уард-Леонард). После краткого введения описывается структурная схема регулировки и затем схема частотноизмерительного прибора. Усиление погрешности осуществляется при помощи электромашинного усилителя. Устойчивость схемы исследуется при помощи характеристик частоты с последующим сопоставлением статических и динамических показателей построенной схемы, полученных как расчетным путем, так и непосредственными замерами. В заключение предлагается весьма простая схема регулятора частоты с двухфазным сервомотором для агрегата двигатель-генератор малой и средней мощности. Работа сопровождается тремя приложениями.

RÉGLAGE AUTOMATIQUE DE LA FRÉQUENCE D'UN GÉNÉRATEUR SINUSOÏDAL

RÉSUMÉ

L'auteur présente quelques résultats théoriques et expérimentaux fournis par un schéma de réglage de la fréquence d'un alternateur actionné par un groupe Ward-Léonard. Après une brève introduction, il décrit le schéma de principe du réglage, ainsi que le schéma de détail du dispositif de mesure de la fréquence. L'amplification de l'erreur est obtenue au moyen d'un amplidyne. La stabilité du schéma est d'abord étudiée au

moyen des caractéristiques de fréquence. On compare ensuite les qualités statiques et dynamiques du schéma réalisé, obtenues par le calcul, à celles résultant des mesures directes. En conclusion, l'auteur propose, pour les groupes électrogènes de petite et moyenne puissance, un montage très simple de régulateur de fréquence, à servomoteur biphasé. Le travail est complété par trois annexes.

BIBLIOGRAFIE

1. И. И. СОЛОВЬЕВ. *Автоматизация энергетических систем*, Госэнергоиздат, Москва-Ленинград, 1950.
2. А. Е. МОСКАЛЕВ. *Автоматическое регулирование частоты в энергосистемах*, Госэнергоиздат, Москва—Ленинград, 1952.
3. А. Г. МОСКАЛЕВ. И. И. СОЛОВЬЕВ, *Магнитофильтровый регулятор частоты непрерывного действия*, Электричество, *7*, 11 (1951).
4. А. Г. МОСКАЛЕВ. *Запись частоты для определения частотных динамических характеристик энергосистем*, Электричество, *8*, 14 (1953).
5. A. MORARU, *Dimensiunile optime ale bobinelor cu miez de fier, la un factor de pierderi dat*, Electrotehnica, *7*, 198 (1957).

METODE PENTRU DETERMINAREA VISCOZITĂȚII ZGURILOR*)

DE

G. SINGER

În tehnica cazanelor s-a încetățenit în ultimii ani sistemul de evacuare lichidă a zgurii din focare. O condiție esențială pentru introducerea acestui sistem este cunoașterea comportării, din punctul de vedere al fluidității, a zgurilor cărbunilor. Compoziția chimică a cenușelor nu permite obținerea unor date sigure și concludente în această privință și din acest motiv se recurge la metode fizice pentru determinarea comportării cenușelor, respectiv zgurilor, la temperaturi ridicate. Aceste metode constau, fie în determinarea în laborator a temperaturilor unor puncte caracteristice, fie în determinarea viscozității. În cazul primei metode, caracteristicile determinate nu sînt decît convenționale și dau o valoare relativă; ele nu sînt suficiente pentru cunoașterea fluidității zgurii. Părerea că toate zgurile au aceeași viscozitate în punctul lor de topire — deoarece corpurile lor de probă au aceeași formă și mărime — a fost infirmată. Nu există o legătură între mărimea viscozității la temperatura de topire și înălțimea acestei temperaturi. Cealaltă metodă, mai sigură și în același timp mai importantă, constă în determinarea însăși a viscozității. Această determinare prezintă o serie de dificultăți din cauza agresivității chimice a zgurilor și a efectuării determinărilor de viscozitate la temperaturi foarte ridicate.

Lucrarea de față prezintă o privire de ansamblu asupra metodelor de determinare a viscozității, ocupîndu-se în special de cele folosite la temperaturi ridicate și pentru domeniul de viscozitate al zgurilor.

1. Viscozitatea

Viscozitatea este proprietatea unui fluid de a prezenta tensiuni interioare tangențiale la orice element de secțiune care separă două porțiuni de fluid în mișcare relativă locală de alunecare una față de cealaltă. În regimul de curgere laminară, tensiunea tangențială $\tau = \frac{dF_z}{dS}$ care este aplicată unui element de arie dS din această secțiune ideală este dată de legea lui Newton, numită și ipoteza lui Navier,

$$\tau \equiv \frac{dF_z}{dS} = \eta \frac{\partial v}{\partial y}, \qquad (1)$$

unde $\frac{\partial v}{\partial y}$ este notația gradientului vitezei tangențiale v, gradient presupus dirijat de-alungul

*) Lucrare prezentată Institutului de energetică la data de 20 septembrie 1958.

normalei pe elementul de arie dS, iar η este mărimea de material numită viscozitatea dinamică a fluidului.

Unitatea de viscozitate în diversele sisteme de unități este

CGS		MKS	MKfS
poise [dina $cm^{-2}s$]	sau	[kg $m^{-1}s^{-1}$]	[kgf$m^{-2}s$]
[g $cm^{-1}s^{-1}$]			

iar transformarea

$$10 \text{ poise} = 1 \text{kg m}^{-1}\text{s}^{-1} \text{ și } 98{,}1 \text{ poise} = 1 \text{kgf m}^{-2}\text{ s}$$

Fluiditatea φ este mărimea de material a cărei valoare este egală cu valoarea reciprocă a viscozității dinamice

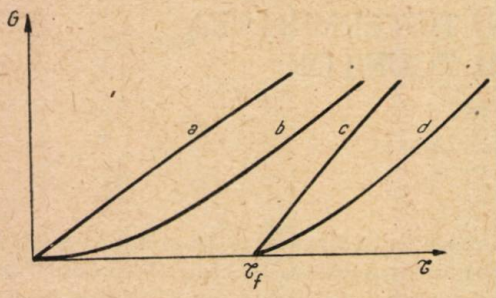


Fig. 1

Unele corpuri lichide, în special emulsii, suspensii, mase sintetice, coloranți etc., nu respectă legea frecării interioare a lui Newton. Pentru aceste fluide, numite nenewtoniene, este necesară reprezentarea grafică a gradientului de viteză G funcție de tensiunea tangențială τ.

Într-o diagramă τG (fig. 1) un fluid newtonian este reprezentat printr-o dreaptă a. Pentru fluidele nenewtoniene se obțin curbe de alură b pentru corpuri cu caracter structural viscozimetric, curbe cu deviații brusce, de forma curbei c, pentru corpuri plastice ideale (caracterizate prin relațiile $G = \dfrac{1}{\vartheta(\tau - \tau_f)}$ pentru $\tau > \tau_f$ și $G = 0$ pentru $\tau \leqslant \tau_f$, în care ϑ este rigiditatea) și curbe de forma d, pentru corpuri plastice cu caracter structural viscozimetric.

2. Variația viscozității

Pînă în prezent nu s-a dedus teoretic o exprimare a variației viscozității lichidelor. Ea scade cu creșterea temperaturii și crește cu presiunea exterioară. Pentru reprezentarea variației viscozității funcție de temperatură s-au propus numeroase formule empirice, care sînt valabile fiecare pentru un anumit lichid sau grupă de lichide.

În domeniul zgurilor amintim ecuația lui Le Chatelier [1]

$$\log \log \eta = Mt + P$$

în care M și P sînt constante pentru fluidul dat și t temperatura în °C.

Această relație nu a fost însă suficient verificată nici pentru cazul zgurilor metalice, dar se pare că este destul de precisă [2]. A. Bacinski [3] propune pe baza teoriei volumului liber al fluidelor formula

$$\eta = \frac{B}{V - b} \tag{2}$$

în care B este constantă, V volumul măsurat al fluidului iar b volumul real al corpului fără intervale, $V - b$ = volumul suplimentar de lichid.

Pentru zgurile cenușelor se propune de P. Nichols și W. T. Reid [4], pentru domeniul în care ele sînt lichide, relația

$$\eta = \frac{1}{(At - B)^n}. \qquad (3)$$

Această relație se folosește și sub o formă puțin modificată [5] și anume

$$\eta = \frac{\eta_0}{(t - t_\infty)^n}. \qquad (4)$$

Noile constante se obțin cu ajutorul coeficienților A și B, prin transformările

$$\eta_0 = \frac{1}{A^n} \qquad (5)$$

și

$$t_\infty = \frac{B}{A}. \qquad (6)$$

A, respectiv η_0 și n, depind numai în foarte mică măsură de compoziția chimică a zgurilor. B este funcție de compoziția chimică a zgurilor. Temperatura t_∞ este o mărime fictivă și reprezintă temperatura la care zgura are viscozitatea ∞.

Pentru variația viscozității funcție de temperatura zgurilor cenușelor s-a construit o nomogramă ce va fi descrisă ulterior.

Viscozitatea amestecurilor lichide are o variație ce se abate de la forma liniară ce ar corespunde unei viscozități obținute prin legea amestecurilor.

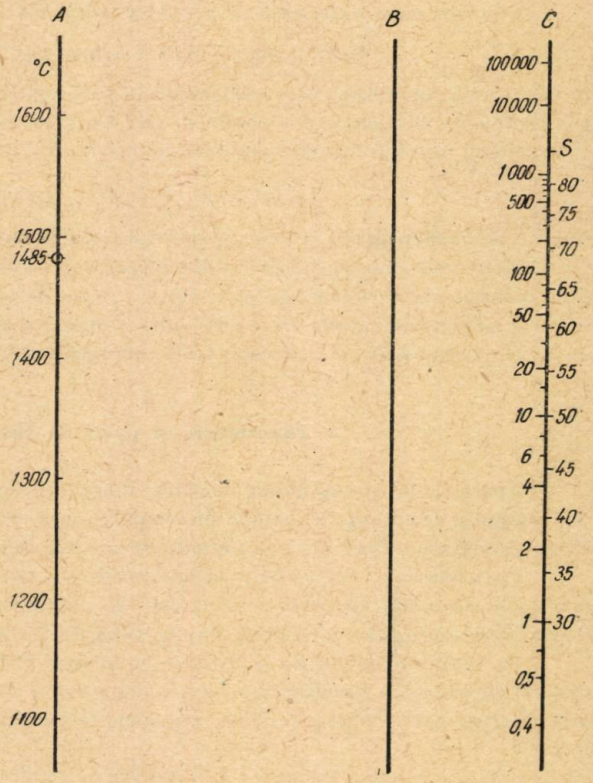


Fig. 2

Pentru cazul zgurilor energetice s-au realizat formule care, în funcție de componentele zgurii, permit evaluarea viscozității. I. Endell și G. Hellbrügge [6] recomandă drept criteriu pentru viscozitate cifra caracteristică

$$K = \frac{SiO_2 + 0{,}5\,(Al_2O_3 + K_2O)}{0{,}5\,(Fe_2O_3 + FeO + CaO) + MgO + Na_2O} \qquad (7)$$

ce se obține din componentele în greutate ale zgurii. Cu cît cifra K este mai mică, viscozitatea este mai scăzută.

Pentru determinarea practică a viscozității la anumite temperaturi se folosește [7] nomograma din figura 2.

Ea este valabilă pentru zguri al căror raport $\frac{SiO_2}{Al_2O_3} = 2$. Nomograma se bazează pe variația viscozității în funcție de raportul SiO_2 și restul componenților ce se exprimă prin expresia

$$S = \frac{SiO_2}{SiO_2 + CaO + MgO + \text{echiv. } Fe_2O_3} \cdot 100. \quad (8)$$

Formula compoziției reale a zgurii se tranformă în

$$SiO_2 + CaO + MgO + \text{echiv. } Fe_2O_3 = 100. \quad (8')$$

În formulă nu apare Al_2O_3 care a intervenit în mod indirect prin raportul SiO_2/Al_2O_3. Se neglijează influența alcalilor și trioxidului de sulf din cauza importanței lor reduse.

Fierul conținut în zgură este transformat în oxid de fier după formula

$$\text{echiv. } Fe_2O_3 = Fe_2O_3 + 1{,}11\ FeO. \quad (8'')$$

Scara C de pe nomograma indică viscozitatea zgurii la temperatura de 1 485°C în funcție de S. Dacă interesează viscozitatea la o altă temperatură, se unește printr-o dreaptă S de pe scara C cu temperatura de 1 485°C de pe scara A. Intersecția acestei drepte cu linia auxiliară B se folosește ca punct de rotație. Din acest punct se duce o dreaptă spre temperatura reală, pe scara A, la care se cere determinarea viscozității. Intersecția acesteia cu C indică valoarea viscozității.

3. Viscozimetre și tipuri de viscozimetre

Aparatele la care se obține valoarea viscozității unui fluid prin măsurarea valorii unei alte mărimi și deducerea viscozității din relații ce conțin mărimea a cărei valoare a fost măsurată cît și viscozitatea — precum și eventual alte mărimi cunoscute — sînt viscozimetre absolute.

Viscozimetrele relative dau valoarea căutată a viscozității, măsurînd valoarea unei alte mărimi și cunoscînd viscozitatea unui fluid de referință; cele convenționale dau viscozitatea în grade convenționale, determinate cu instrumente tip și în condiții stabilite.

Pe baza principiilor sau relațiilor ce se folosesc la măsurarea valorii mărimii din care se deduce viscozitatea, viscozimetrele se pot împărți în: viscozimetre capilare, viscozimetre cu bilă căzătoare, viscozimetre rotative, viscozimetre oscilante, viscozimetre speciale.

a. *Viscozimetre capilare*

Aceste aparate sînt bazate pe curgerea fluidului printr-un tub capilar și deducerea viscozității din dimensiunile acestui tub, volumul de fluid ce străbate tubul în unitatea de timp și din presiunea sub care se produce.

Volumul de lichid ce curge prin tub este dat de relația lui Poiseuille.

$$V = \frac{\pi R^4}{8\eta l} \Delta p\, t, \quad (9)$$

R și l fiind raza și lungimea tubului, t timpul în care se scurge volumul V de lichid, Δp diferența de presiune iar η viscozitatea.

La determinări de precizie se recomandă a se ține seamă de faptul că curgerea laminară este perturbată la intrarea în tubul capilar și că o parte din diferența de presiune dintre extremitățile tubului servește la stabilirea vitezei de curgere.

În general, viscozimetrele capilare se pot folosi numai pentru lichide foarte fluide, a căror viscozitate este de ordinul a cîtorva zeci de centipoise. Pentru cazul zgurilor în special și al determinărilor la temperaturi ridicate în general — de exemplu topituri — chiar în cazul cînd ele s-ar încadra în limitele de viscozitate ce pot fi acoperite, acest fel de aparate nu se folosește [8], [9], deoarece :

1. este greu de a executa capilare dintr-un material refractar, destul de rezistent pentru temperaturi ridicate :

2. urmărirea nivelului de fluid într-un capilar refractar este dificilă ;

3. în cazul măsurării viscozității aluminiului sau aliajelor sale se formează un strat subțire de oxid — aproape imposibil de evitat.

Singurul aparat folosit este viscozimetrul Sauerwald. El constă dintr-un tub capilar de cuarț, introdus într-un cilindru din material refractar, care la rîndul lui se găsește într-un tub de protecție. Deoarece meniscul fluidului nu poate fi observat, se folosește conductibilitatea metalelor pentru a acționa un contact electric al unui cronograf.

Pe fenomene asemănătoare capilarității se bazează numeroase viscozimetre convenționale. Se menționează sistemul Behrendt [10] care constă din transvazarea zgurilor (de furnal) ce au fost „topite" și încălzite la temperatura de încercare într-un creuzet de grafit ce are un orificiu $\varnothing = 7$ mm. Unitatea de măsură este timpul în secunde necesar pentru scurgerea a 1 g de zgură prin orificul din fundul creuzetului.

b. *Viscozimetre cu bilă căzătoare*

Se bazează pe principiul de a urmări căderea unei mici sfere în fluidul a cărui viscozitate se studiază și a determina viteza constantă de cădere după ce s-a stabilit echilibrul între greutatea relativă a sferei în lichid și rezistența. Greutatea relativă, respectiv rezistența, sînt

$$G = \frac{4}{3}\pi r^3 (\rho_b - \rho_e) g \quad \text{și} \quad R = 6\pi r \eta v. \qquad (10) \text{ și } (11)$$

La echilibru,

$$\eta_l = \frac{2r^2 (\rho_b - \rho_e) g}{9v}, \qquad (12)$$

în care η_l este viscozitatea dinamică, r raza sferei, ρ_b densitatea materialului sferei, ρ_l densitatea lichidului cercetat, v viteza de cădere a sferei în lichid, g accelerația gravității. În practică formula este cunoscută sub forma $\eta_l = Kt$.

Metoda deși aplicată în practică, în diverse condiții [11] este valabilă numai pentru sfere mici, ce se mișcă cu o viteză infinit de mică, într-un volum infinit de fluid. Deoarece în tehnică aceste condiții nu pot fi îndeplinite, se aplică diverse corecturi formulei de bază. Aplicarea formulei se recomandă numai pentru cazurile cînd cele două rapoarte — diametrul tubului față de diametrul bilei și lungimea de cădere față de diametrul bilei — sînt mari. Formula (12) este valabilă pînă la $\frac{r}{R} \leqslant 0{,}1$. Dincolo de această limită, se folosește formula corectată

$$\eta_l = \frac{2}{9} g \frac{\rho_b - \rho_e}{v} r^2 \left(\frac{1}{1 + K_1 \frac{r}{R}} \cdot \frac{1}{1 + K_2 \frac{r}{l}} \right) \qquad (13)$$

(notația este identică cu cea anterioară iar R și l sînt raza și lungimea tubului și K_1 și K_2 constante). Verificarea condiției de mișcare laminară se face cu ajutorul numărului Reynolds. Pe baza acestui criteriu, formula (12) este valabilă pînă la Re<0,3. Dacă se depășește această cifră, se poate aplica, pînă la Re $\approx$ 0,8, o corecție pentru energia cinetică. Formula astfel corectată este

$$\eta = \frac{2}{9} g \frac{\rho_b - \rho_e}{v} r^2 \left(1 - \frac{3}{16} \mathrm{Re}\right). \tag{14}$$

Este bine totuși să se aleagă viteza de cădere astfel încît factorul de corecție să dispară ; pentru Re = 0,05, corecția este mică de 1% [12].

Viscozimetrele cu bile nu se foloseau pînă în prezent la temperaturi ridicate sau fluide netransparente, cu excepția cîtorva tipuri și anume :

Viscozimetrul Spear-Harrington [13] se poate folosi pînă la temperatura de 300—350°. Atît tubul înclinat cît și bila sînt din sticlă specială. Formula de determinare a viscozității este în acest caz

$$\eta = \frac{5\pi}{42} gk \frac{d(D+d)}{l} (\rho_b - \rho_e) \; T \sin \theta, \tag{15}$$

d și D fiind diametrul bilei, respectiv al tubului, θ înclinația tubului, ρ densitatea (în sistemul CGS). Pentru factorul de corecție k se dau curbe $k = f\left(\frac{d}{D}\right)$.

Viscozimetrul tip Höppler pentru lichide netransparente [11] se bazează pe determinarea prin metoda inductivă a poziției bilei. La începutul și sfîrșitul drumului de cădere a bilei sînt montate pe tub bobine de măsură ce sînt conectate cu aparatul de măsură a timpului.

Pe principiul asemănător cu cel al viscozimetrelor cu bilă căzătoare se bazează cvasiviscozimetrele, rheoviscozimetrele, consistometrele și balanțele viscozimetrice.

În cazul primelor, o bilă prinsă de tijă efectuează o mișcare forțată în substanța cercetată ; quasiviscozimetrele pot fi folosite numai pentru măsurători comparative fără pretenții de exactitate. La celelalte aparate o bilă este împinsă sau trasă de o tijă, prinsă la rîndul ei de un braț al unei balanțe modificate. Bila pătrunde în cilindrul în care se află lichidul de cercetat prin împingere — la rheoviscozimetre — sau este trasă din cilindru, la balanțele viscozimetrice. La consistometre, bila pătrunde coaxial în cilindrul cu lichidul de cercetat. Deoarece mișcarea excentrică a unei bile este o problemă hidrodinamică nerezolvată [9] și în consistometru situația din punctul de vedere al curgerii este nedefinită [11], aceste aparate nu pot fi considerate viscozimetre absolute.

Institutul de cercetări termotehnice din R.P.U. a folosit un aparat asemănător cu cele descrise mai sus pentru determinarea viscozității zgurilor cenușelor [14]. Determinîndu-se greutatea de pe platan s, drumul parcurs în topitură u, și timpul necesar parcurgerii distanței în fluid t, rezultă o cifră $K = st/u$ [gcm^{-1}s)]. Aparatul fiind etalonat cu ajutorul unor lichide de viscozitate cunoscută, se face transformarea în poise.

c. *Viscozimetre rotative*

Sînt bazate pe relația de definire a viscozității, folosind legea lui Newton. Din cauza principiului lor de funcționare, viscozimetrele rotative se pretează pentru studierea atît a lichidelor newtoniene cît și a celor nenewtoniene.

În general, aceste aparate se compun din doi cilindri coaxiali — între care se găsește lichidul a cărui viscozitate trebuie determinată. Unul din cilindri este rotit cu o viteză unghiu-

lară constantă, iar pe celălalt se măsoară momentul de rotație transmis de fluid. Dacă cilindrul exterior este rotit, cazul viscozimetrelor Couette, fluidul ia, după perioada de început, o stare de mișcare staționară și antrenează în mișcare cilindrul interior. De obicei cilindrul interior este suspendat de un fir, în care se produce astfel un moment de torsiune. Cînd momentul de torsiune este egal cu momentul care produce rotirea, cilindrul ia poziția de repaus. Notînd cu M momentul de torsiune, cu φ unghiul cu care s-a rotit cilindrul interior, cu ω viteza unghiulară a cilindrului exterior, cu η viscozitatea fluidului și cu k constanta aparatului, atunci pentru condiția de echilibru rezultă

$$\eta = \frac{M\varphi}{k\omega}. \tag{16}$$

Dacă într-o determinare de etalonare cu un lichid de viscozitatea cunoscută η_0 unghiul de rotire este φ_0 și viteza unghiulară ω_0, se obține

$$k = \frac{M\varphi_0}{\eta_0\omega_0}; \tag{17}$$

înlocuind în (16), această valoare, rezultă

$$\eta = \eta_0 \frac{\omega_0\,\varphi}{\omega\varphi_0}. \tag{18}$$

Această relație este însă limitată și nu este valabilă la viteze unghiulare mari.

Cînd cilindrul exterior este fix și formează recipientul în care se pune fluidul, iar cilindrul interior se rotește — cazul viscozimetrelor Searle — se determină fie numărul de rotații pe care-l efectuează acest cilindru într-un interval de timp stabilit, sub acțiunea unui cuplu dat, fie timpul în care se efectuează o rotație completă.

O premisă teoretică importantă pentru ambele feluri de viscozimetre este ca spațiul între cei doi cilindri să fie mic în raport cu razele cilindrilor [15]. Acesta este unul din motivele pentru care acest fel de viscozimetre nu se recomandă pentru determinări la temperaturile ridicate.

Studiul comparativ [16] arată că pentru cazul rotirii cilindrului exterior și nemișcării respectiv mișcării mai reduse a cilindrului interior, numărul critic (limită) Reynolds este mai ridicat decît în cazul invers. Din acest punct de vedere se recomandă rotirea cilindrului exterior; unii autori recomandă acest tip numai pentru domeniul 1—50 poise [2], alții [17] au ridicat cu acest tip de viscozimetre curbe τG pentru domeniul 0,1—2 000 poise.

Din calculul hidrodinamic rezultă că în cazul unui cilindru tensiunea tangențială este

$$\tau = \frac{M}{2\pi R_i^2 L} \tag{19}$$

iar gradientul de viteză

$$G = \frac{2\omega}{\left(1 - \frac{R_i}{R_e}\right)^2}, \tag{20}$$

de unde rezultă că

$$\eta = \frac{M(R_e^2 - R_i^2)}{4\pi R_i^2 R_e^2 \omega L}, \tag{21}$$

în care R_e este raza cilindrului exterior, R_i raza cilindrului interior (a feței în contact cu fluidul) și L lungimea cilindrului interior scufundat în fluid.

De multe ori corpul rotit este de forma unei sfere fixate de o bară suspendată de o sîrmă. Este cazul viscozimetrului sovietic tip GOI [18]. Viscozitatea se determină și aici în funcție de unghiul de torsiune al sîrmei. Pentru determinarea formulei de calcul se consideră în primul rînd cazul rotirii bilelor coaxiale, împreună cu lichidul aflat între ele. Momentul M_1 condiționat de rezistența viscozității este

$$M_1 = 8\pi \frac{r^3 R^3}{R^3 - r^3} \eta\omega = K_1\eta, \tag{22}$$

în care r este raza bilei, R raza cilindrului, η viscozitatea fluidului iar ω viteza unghiulară la turația n

După cum s-a verificat experimental, formula de mai sus poate fi folosită și în cazul rotirii bilei într-un cilindru. Momentul M_2 datorit părții rotitoare cilindrice este (formula identică ca mai sus — numai notația schimbată)

$$M_2 = 4\pi h \frac{a^2 b^2}{b^2 - a^2} \eta\omega = K_2\eta, \tag{23}$$

în care h este înălțimea cilindrului-tijă, a raza cilindrului-tijă și b raza cilindrului creuzet, de obicei $R \equiv b$.

Momentul de torsiune M_3 al sîrmei de care este fixat echipamentul mobil este

$$M_3 = \frac{G I_p \varphi'}{l} = K_3\varphi', \tag{24}$$

în care G este coeficientul de elasticitate transversală, I_p momentul de inerție polar al sîrmei cu diametrul d, l lungimea sîrmei, φ' unghiul de răsucire al sîrmei în radiani iar $\varphi°$ unghiul de răsucire în grade.

Din condiția de echilibru pentru sistemul viscozimetrului rezultă

$$M_1 + M_2 = M_3. \tag{25}$$

Făcînd înlocuirile respective și notînd

$$\frac{K_3}{K_1 + K_2} \cdot \frac{\pi}{180} = K,$$

se obține

$$\eta = K\varphi°. \tag{26}$$

Prin înlocuirea valorilor K_1, K_2 și K_3 în (26) rezultă

$$K = \frac{G d^4}{768\ ln\left(2\frac{r^3 R^3}{R^3 - r^3} + h\frac{a^2 b^2}{b^2 - a^2}\right)}. \tag{27}$$

d. *Viscozimetre oscilante (cu oscilații amortizate)*

În acest caz se folosește amortizarea produsă, din cauza viscozității, în mișcarea de oscilație a unui creuzet cilindric umplut cu fluid sau a unui corp scufundat în lichid. Aceste aparate, deși nu sînt viscozimetre absolute, sînt foarte des folosite la determinări la temperaturi ridicate pentru cercetări științifice. Viscozitatea zgurilor energetice și a unor metale a fost determinată cu acest tip de aparate [19], [20], [21], [22] și [23]. La viscozimetrele oscilante determinarea viscozității

se face în unități de măsură absolute (în poise); constantele aparatelor se determină cu lichide a căror viscozitate este cunoscută. Cele mai folosite viscozimetre de acest tip sînt cele cu cilindru oscilant umplut cu fluid și cele la care corpul scufundat oscilant este un cilindru sau o sferă și corpul care conține fluidul este un cilindru.

Studiul matematic al metodei cilindrului oscilant este destul de dificil și pînă în prezent nu a fost încă definitivat.

Prima formulă a fost realizată de O.E. Meyer [24]. Ea este valabilă pentru cazul oscilațiilor unui cilindru creuzet umplut cu fluid [25] pentru cazul unui raport $\frac{R}{H}$ mare. Formula dată de Meyer este

$$\delta_1 - \delta_2 = C_1 (\eta\rho)^{\frac{1}{2}} + C_2(\eta\rho) + C_3 (\eta\rho)^{\frac{3}{2}}, \tag{28}$$

în care δ_1 este decrementul logaritmic al oscilațiilor sistemului cu lichidul de cercetat, δ_2 decrementul logaritmic al oscilațiilor sistemului gol, η viscozitatea în poise iar C_1, C_2 și C_3 constante ale aparatului ce se determină cu trei lichide de viscozități cunoscute.

M. R. Hopkins și T. C. Toye [26] au efectuat analiza matematică a determinării viscozității cu un cilindru oscilant gol. Au găsit pentru cazul cînd înălțimea cilindrului nu este mică în raport cu diametrul lui că se poate scrie relația de mai jos între viscozitatea, densitatea și durata oscilațiilor,

$$\delta\left(\frac{\tau^2}{\tau_0^2} + 1\right) = A\eta\tau + B(\eta\rho\tau)^{\frac{1}{2}} + C\left(\eta\frac{\tau}{\rho}\right)^{\frac{1}{2}}, \tag{29}$$

în care δ este decrementul logaritmic iar τ și τ_0 durata oscilațiilor cu cilindrul plin, respectiv gol.

A. Knappwost [27] a dezvoltat la rîndul său formula

$$(\delta_1 - \delta_2)\sqrt{\tau} = \alpha\sqrt{\eta\rho} - \beta\eta, \tag{30}$$

pentru determinarea viscozității, care ulterior a fost modificată [24] în forma

$$(\delta_1 - \delta_2)\sqrt{\tau^3} = \alpha\sqrt{\eta\rho} - \beta\eta, \tag{31}$$

respectiv

$$(\delta_1 - \delta_2)\sqrt{\tau^3} = \alpha\sqrt{\eta\rho}, \tag{31'}$$

cu aceleași notații ca în formulele anterioare, α și β fiind constantele aparatului.

O formulă simplificată a fost dată de E. Gebhardt și M. Becker [28],

$$(\delta_1 - \delta_2)\frac{\rho_t}{\rho_{ts}} = K\sqrt{\eta_t\rho_t}, \tag{32}$$

unde δ_2 este decrementul logaritmic al oscilațiilor sistemului gol în condițiile de temperatură ale determinării efective, ρ_t densitatea fluidului la temperatura măsurătorii iar ρ_{ts} densitatea fluidului la temperatura de topire. Formula (32) este valabilă pentru cazul cînd raportul $\frac{R}{H}$ este mic, respectiv înălțimea cilindrului este mare și se poate neglija acea parte a amortizării care se datorește suprafețelor circulare ale cilindrului de fluid. Dacă se ia în considerare că raportul $\frac{\rho_t}{\rho_{ts}}$ este un factor de corecție (se va analiza în capitolul erori), rezultă că această formulă se poate deduce și din formula lui Meyer, în care partea aferentă decrementului suprafeței laterale apare numai ca factor de corecție. Formula (32) este identică cu (28) dacă se oprește dezvoltarea după primul termen.

T u n g-P i n g Y a o [8] a efectuat o serie de experienţe şi a măsurat decrementul logaritmic, amplitudinea şi durata oscilaţiilor în cazul diferitelor temperaturi. A ajuns la concluzia că rezultatele experimentale pot fi redate în apropierea punctului de topire prin formula

$$(\delta_i - \delta_0)\frac{\rho_t}{\rho_{ts}} = K\sqrt{\eta\rho_t\,\tau} \tag{33}$$

notaţia este aceeaşi ca la formulele anterioare iar δ_0 este decrementul logaritmic al amplitudinii datorit frecării fierului şi frecării firului de suspendare.

Durata oscilaţiei se schimbă numai puţin în raport cu temperatura şi viscozitatea topiturii dacă temperatura este deasupra temperaturii de topire ; durata oscilaţiei variază însă în cazul unor diferenţe mai mari de densitate de la un fluid la altul. Formula lui T u n g-P i n g Y a o se aseamănă cu formula (32) dar intervine şi durata oscilaţiei deoarece nu este constantă.

Se menţionează însă că în cazul cilindrului oscilant există o valoare maximă a decrementului pentru o anumită viscozitate, dincolo de care, în cazul creşterii viscozităţii, decrementul logaritmic al amplitudinii nu mai creşte, ci scade.

Efectul este explicat de T u n g-P i n g Y a o şi din punct de vedere calitativ. O dată cu creşterea viscozităţii apare o creştere a coeziunii între diversele straturi de lichid din cilindru, astfel că straturile interioare se rotesc şi ele parţial (în corpul oscilant). Datorită acestui fapt şi viteza relativă între diversele straturi devine mai mică. Cu cît creşte viscozitatea, fluidul se comportă mai mult ca un corp solid şi viteza relativă este mai mică. În cazul unei viscozităţi infinite, fluidul se comportă ca un corp solid ; viteza relativă între straturi, şi deci şi decrementul logaritmic, devine zero. Considerarea acestui efect este importantă pentru explicarea rezultatelor diferite ce s-au obţinut cu diverse metode, în special la măsurarea viscozităţii în apropierea domeniului de topire.

Pentru cazul unui cilindru oscilant scufundat în creuzet a fost folosită de M.P. V o l a r o v i c i [21] formula

$$\delta_1 - \delta_2 = C_1\sqrt{\eta\rho} + C_2\,\eta + C_3\,\eta\rho, \tag{34}$$

în care δ_1 este decrementul logaritmic al oscilaţiilor sistemului cu lichidul de cercetat, δ_2 decrementul logaritmic al oscilaţiilor sistemului gol, ρ densitatea fluidului, η viscozitate în poise iar C_1, C_2 şi C_3 constante ale aparatului ce se determină cu trei lichide de viscozităţi cunoscute.

Studiul oscilaţiilor unei bile în lichid a fost efectuat între alţii şi de S t o k e s [29], V e r s c h a f f e l t [30] a dezvoltat următorul sistem de calcul. Mai întîi se calculează pe baza formulei

$$\sqrt{\eta} = \frac{3}{2}\,\frac{(\tau - \tau_0)\,I}{\tau_0^2\,R^4}\cdot\sqrt{\frac{\tau}{\pi\rho}} \tag{35}$$

o valoare aproximativă a viscozităţii. Cu ajutorul valorii astfel determinate, se obţine

$$b = \sqrt{\frac{\pi\rho}{\eta\tau}} \quad \text{şi} \quad p = \frac{bR + 1}{(bR + 1)^2 + b^2 R^2}$$

şi se calculează viscozitatea din ecuaţia

$$(2 + p) + R\sqrt{\frac{\pi\rho\eta}{\tau}} - \frac{3}{4}\cdot\frac{\delta}{\tau_0}\cdot\frac{I}{\pi R^3} = 0. \tag{36}$$

Notaţia este aceeaşi ca în formulele anterioare, R fiind raza sferei.

Verschaffelt propune pentru cazul cînd pendulul torsional oscilează neinfluenţat de pereţii cilindrului şi dacă valoarea $R\sqrt{\frac{\pi\rho}{\eta\tau}}$ este mare, ca ecuaţia (36) să fie redusă la forma

$$\delta = \frac{4}{3}\frac{\pi R^4}{I}\sqrt{\pi\rho\eta\tau_0}. \tag{37}$$

Decrementul logaritmic al oscilaţiilor sistemului, în aer nu apare în această formulă, ceea ce nu este recomandabil.

Se poate realiza o reprezentare grafică a lui δ în funcţie de $\sqrt{\eta\rho\tau}$. Etalonări cu benzen, apă, amestec apă şi glicerină au arătat că pentru cazul unui aparat cu $\delta_2 = 0{,}0021$, în această diagramă valorile lui δ sînt amplasate pe o dreaptă; pentru zinc şi cositor (topituri) rezultă altă dreaptă, paralelă cu prima. Dacă se presupune că decrementul logaritmic δ_0 nu se datoreşte numai frecării interioare a firului şi frecării în aer, ci şi acţiunii tensiunii superficiale şi unui strat superficial (oxidat) asupra mişcării tijei de prindere a bilei, atunci pot fi luate în consideraţie pentru diverse lichide diverse valori. Dacă pentru prima grupă de lichide enumerate mai sus se ia $\delta_0 = 0{,}0014$ şi pentru cea de-a doua $\delta_0 = 0{,}0060$, atunci se vede [8] că ambele drepte satisfac ecuaţia

$$\delta - \delta_0 = K\sqrt{\eta\rho\tau}. \tag{38}$$

Comparînd metoda sferei oscilante cu cea a cilindrului oscilant, se poate spune că prima este mai complicată şi necesită o cantitate mai mare de material. În cazul metodei sferei oscilante nu poate fi înlăturată influenţa tensiunii superficiale şi a stratului superficial al topiturii asupra mişcării tijei de suspendare. Această influenţă nu poate fi înlăturată nici în cazul determinărilor într-o atmosferă de gaz neutru. Astfel precizia metodei sferei oscilante este mai redusă decît cea a cilindrului oscilant, în schimb metoda sferei are avantajul de a acoperi un domeniu mai mare de viscozitate [8], în care decrementul logaritmic al oscilaţiei creşte cu creşterea viscozităţii.

4. Erori

Numai cîteva lucrări analizează erorile specifice determinărilor la temperaturi ridicate. Ele se se pot împărţi în cazul viscozimetrelor rotative sau oscilante, după sursele lor, în trei grupe:

a. *Eroarea legată de dilatarea termică a corpului scufundat în lichid*

Determinarea constantelor se face de multe ori la temperatura ambiantă, iar măsurarea viscozităţii între 600—1 500 °C. În cazul viscozimetrelor de torsiune, unghiul de torsiune creşte din cauza dilatării bilei cu o anumită valoare. I. Endell [31] apreciază această valoare la 1,3% iar H. L. Crook [32] la 1,12%. V. T. Slavianski şi N. G. Gutkina [18] au studiat pe un viscozimetru GOI această influenţă, determinîndu-se experimental valoarea. Ei au verificat teoretic rezultatele experimentale, ţinînd seama de dilatarea termică a platinei. S-a ajuns la concluzia că pentru determinarea corecţiei unghiului de torsiune se poate folosi formula $\Delta\varphi = at$, în care a este o constantă şi t temperatura. Valoarea constantei a pentru platină a fost determinată $a = 0{,}0031$; astfel creşterea unghiului de torsiune $\Delta\varphi$ poate fi determinată în procente cu formula

$$\Delta\varphi = 0{,}0031\ t. \tag{39}$$

b. *Eroarea legată de dilatarea termică a topiturii.*

Este analizată pe scurt de E. Gebhardt și M. Becker [28] și de A. Knappwost [25]. Primii autori au plecat de la formula

$$\delta = K\sqrt{\eta\rho} \tag{40}$$

aceasta fiind notația simplificată pentru diferența decrementelor logaritmice. Valoarea lui K determinat este valabilă numai pentru o singură valoare a razei R și a înălțimii H a creuzetului. Prin încălzire se schimbă însă în special H pentru cazul în care raportul $\frac{R}{H}$ al creuzetului oscilant este mic.

$$\delta = \frac{r^3 h}{I}\sqrt{\pi^3\eta\rho\tau} \tag{41}$$

în care h este înălțimea fluidului în cilindru și r raza cilindrului de fluid. Rezultă că decrementul este proporțional cu înălțimea fluidului în creuzet, care la rîndul ei este invers proporțională cu densitatea. Din acest motiv, autorii folosesc factorul de corecție $\frac{\rho_t}{\rho_{ts}}$ adică raportul între densitatea la temperatura determinării și la temperatura de topire.

Knappwost propune și el pentru formula sa o corecție în funcție de densitate pentru $(\delta_1 - \delta_2)\,\tau^{\frac{3}{2}}$. Deoarece acest factor este proporțional cu h și notînd și aici $\delta_1 - \delta_2 = \delta$, urmează că

$$\frac{\mathrm{d}(\delta\tau^{\frac{3}{2}})}{\delta\tau^{\frac{3}{2}}} = -\frac{\mathrm{d}\rho}{\rho} \tag{42}$$

c. *Eroarea legată de dilatarea termică a creuzetului*

Se știe că în cazul cilindrului oscilant decrementul $\delta \approx \frac{K\tau}{I}$. Înlocuind $\tau = 2\pi\sqrt{\frac{I}{C}}$ rezultă că

$$\delta\tau^{\frac{3}{2}} \approx KI^{\frac{1}{4}}. \tag{43}$$

Dacă h este înălțimea de umplere, $K \approx R^3 h$. Momentul de inerție pentru un cilindru gol cu $R_e - R_i \geqslant R_i$ este

$$I \approx R^2 h. \tag{44}$$

Făcînd înlocuirile în (43) rezultă

$$\delta\tau^{\frac{3}{2}} \approx R^{3,5}\, h^{1,25} \tag{45}$$

și deci

$$\frac{\mathrm{d}(\delta\tau^{\frac{3}{2}})}{\delta\tau^{\frac{3}{2}}} = 3{,}5\,\frac{\mathrm{d}R}{R} + 1{,}25\,\frac{\mathrm{d}h}{h} \tag{46}$$

Dacă se exprimă mărimile $\frac{dR}{R}$ și $\frac{dh}{h}$ prin coeficientul mediu liniar de dilatație β_l al creuzetului pentru diferența de temperatură $\Delta\vartheta$ față de temperatura de etalonare, atunci rezultă formula pentru corecție

$$\frac{d(\delta\tau^{\frac{3}{2}})}{\delta\tau^{\frac{3}{2}}} = 4{,}75\ \beta_l\ \Delta\vartheta \qquad (47)$$

După cum rezultă, corecția poate fi neglijată de cele mai multe ori, nu numai pentru creuzetele de grafit, ci și pentru creuzetele de ceramică. V. T. Slavianski și N. G. Gutkina au studiat teoretic și practic influența dilatării creuzetului; a fost observată o oarecare influență asupra unghiului de torsiune în cazul viscozimetrelor GOI și s-a ajuns la concluzia că la un diametru al bilei de 1,5 cm și al cilindrului 4,0 cm, variația diametrului cilindrului are o influență neglijabilă asupra constantei K, iar la un diametru de peste 6 cm această constantă nu mai depinde de loc de variația diametrului cilindrului.

În ceea ce privește determinarea decrementului logaritmic respectiv a lui δ_2, se recomandă ca să se facă mai multe măsurători, deoarece viscozitatea atmosferei (din jurul creuzetului) este funcție de temperatură. În cazul folosirii drept corp oscilant a unui creuzet în care s-a pus o greutate echivalentă cu topitura, s-a observat o mică creștere a decrementului în funcție de temperatură. Aceasta este în concordanță cu teoria cinetică a gazelor, din care se deduce că viscozitatea gazelor crește cu temperatura.

МЕТОДЫ ОПРЕДЕЛЕНИЯ ВЯЗКОСТИ ШЛАКОВ

КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ

В работе дается общий обзор методов определения вязкости и рассматриваются, в частности, методы, применяемые для высокотемпературных определений и для области вязкости шлаков.

MÉTHODES POUR DÉTERMINER LA VISCOSITÉ DES SCORIES

RÉSUMÉ

Le travail présente une vue d'ensemble des méthodes pour la détermination de la viscosité et accorde une attention spéciale aux méthodes utilisées pour les déterminations aux températures élevées et surtout dans le domaine de la viscosité des scories.

BIBLIOGRAFIE

1. Le Chatelier, *Mesurements de température*, Paris, 1881.
2. Al. Lupu, C. Caloianu, F. Olaru, *Viscozitatea și fuzibilitatea zgurilor de la topirea minereurilor din regiunea Baia Mare*, Bul. științ. Acad. R.P.R., Secția de științe tehnice și chimice, **VI**, 33 (1954).

3. A. BACINSKI, Zeitschrift für physikalische Chemie, **84**, 643 (1913).
4. P. NICHOLS, W. T. REID, *Viscosity of coal ash-slags*, Trans. ASME, **62**, 141 (1940).
5. R. DOLEŽAL, *Vytavna ohriste*, SILA, Praha, 1956.
6. I. ENDELL, G. HELLBRÜGGE, *Zusammenhänge zwischen chemischer Zusammensetzung und Flüssigkeitsgrad von Hüttenschlacken*, Archiv f. Eisenhüttenwesen, *7*, 307 (1951).
7. W. T. REID, P. COHEN, *The flow characteristics of coal-ash slags in the solidification range*, Trans. ASME, **65**, 83 (1943).
8. TUNG-PING YAO, *Über die Viskosität metallischer Schmelzen*, Giesserei Techn. Wiss. Beiheft *16*, 837 September 1956.
9. H. UMSTÄTTER, R. SCHWABEN, *Einführung in die Viskosimetrie und Rheometrie*, J. Springer, Berlin, 1952.
10. W. BEHRENDT, G. KOOTZ, *Zur Viskosität von Hochofenschlacken*, Stahl u. Eisen, *12*, 399 (1949).
11. W. MESKAT, *Viskosimetrie*, Bericht XI Dechema Chemie Ing. Techn., *12*, 712 (1955).
12. N. SCHURZ, G. BARTUNEK, *Kugelfallviskosität, und Strukturviskosität*, Das Papier, *5/6*, 97 (1956).
13. N. H. SPEAR, L. P. HARRINGTON, *High temperature viscometer*, Analyt. Chem., 148 (1951).
14. * * * *Eine Methode für die Bestimmung der Viskosität von Kohlenschlacken. Die Viskosität der Schlackenschmelzen ungarischer Kohlen*, Hötechnikai Kutato Intézet, Budapest, 1955 (lucrare internă a institutului).
15. * * * *Interne Fachsitzung des Ausschusess Rheologie*, V. D. I. Fachgruppe Verfahrenstechnik, Chemie Ing. Techn., *5*, 319 (1955).
16. G. J. TAYLOR, Philos. Trans. Royal Soc. London, **289**, seria A, **223** (1923).
17. E. HELMES, *Ein registrierendes Viskosimeter zur Aufnahme von Fliesskurven*, Chemie Ing. Techn., *7*, 390 (1953).
18. В. Т. СЛАВЯНСКИЙ, Н. Г. ГУТКИНА, *Об ошибке при измерении вязкости расплавов по термическим расширениям платиновых шариков торзионных визкозиметров*, Журн. физ. химии, *5*, 851 (1954).
19. I. ENDELL, *Schmelzverhalten von Braunkohlenschlacken*, Mitt. V. G. B., *33*, 421 (1955).
20. K. HELDT, *Die Bestimmung der Viskosität von Steinkohlenschlacken*, B. W. K., **7**, *5*, 321 (1955).
21. М. П. ВОЛАРОВИЧ, О. И. ЯТУНСКАЯ, *Вискозиметр для расплавленных шлаков, основанных на принципе крутильных колебаний*, Завод, Лабор., *7* (1950).
22. М. И. ЛИПМАН, *Исследование вязкости свинцовистых бронз в расплавленном состоянии*, Завод, Лаб., *11*, 1349 (1950).
23. Е. Г. СВИДКОВСКИЙ, *Некоторые вопросы вязкости расплавленных металлов*, Гостехиздат, Москва, 1955.
24. O. E. MEYER, Wied. Ann. Phys., **43**, *1*, 1 (1891).
25. A. KNAPPWOST, *Ein neues Verfahren zur Hochtemperaturviskosimetrie nach der Methode des schwingenden Hohlkörpers*, Zeitschrift für physikalische Chemie, *1/2*, 81 (1952).
26. M. R. HOPKINS, T. C. TOYE, Proc. Phys. Soc. B, **363**, 773 (1950).
27. A. KNAPPWOST, Zeitschrift für Metallkunde, **39**, 314 (1948).
28. E. GEBHARDT, M. BECKER, Zeitschrift für Metallkunde, **42**, 111 (1951).
29. STOKES, Camb. Phil. Soc. Trans., **9**, 168 (1856).
30. VERSCHAFFELT, Comm. Phys. Lab. Leiden **148** b, c, d, şi **149** b (1915) şi **151**, d, e, f, g şi **153** b (1917).
31. I. ENDELL, F. HEIDKAMP, Glastechnische Berichte, **3** (1936).
32. H. L. CROOK, Journal Soc. Glass Technol., **23** (1939).
33. ЧЕРКОВ, Завод. Лаб., *12*, 1461 (1955).
34. M. SOLOMON, *Viscozimetre şi elemente de teoria viscozităţii*, Ed. tehnică, Bucureşti, 1958.

Использование солнечной энергии (Utilizarea energiei solare), том I (Под редакцией В. А. БАУМА) Академия Наук СССР, Институт энергетики Г. М. Кржижановский, гелиотехническая лаборатория, Изд. Академии Наук СССР, Москва, 1957, 248 pag., 160 fig., 94 ref. bibl.

Lucrarea se compune dintr-o serie de articole constituind prima încercare de prezentare a realizărilor laboratorului heliotehnic al Institutului energetic al Academiei de ştiinţe a U.R.S.S. în domeniul utilizării energiei solare.

Cititorul este informat asupra stadiului acestei probleme în ansamblul ei, cît şi asupra perspectivelor de dezvoltare a heliotehnicii. Se descriu unele aparate şi instalaţii solare, se prezintă rezultatele cercetării acestora, precum şi considerente tehnico-economice privind utilizarea lor.

Prof. V. A. B a u m, dr. în ştiinţe tehnice, prezintă în articolul *Posibilităţile de utilizare a energiei solare* stadiul utilizării practice a energiei solare în U.R.S.S. şi în celelalte ţări, lucrările efectuate în această direcţie, ca şi perspectivele de dezvoltare a utilizării practice a energiei solare.

În articolele semnate de I. P. I a r o s l a v ţ e v, V. B. W e i n b e r g, B. A. G a r f se tratează o serie de probleme generale, ca de exemplu : oscilaţia sumei cantităţilor de căldură provenită din radiaţia solară directă şi cea difuză şi repartiţia lor în timp pentru anumite regiuni, coeficientul de captare a radiaţiilor reflectate de la oglinzi parabolo - cilindrice şi parabolice, caracteristicile spectrale ale receptorilor de radiaţii solare, studiul suprafeţelor reflectante ale instalaţiilor solare şi mecanismele de rotaţie ale instalaţiilor solare mobile.

În articolul *Instalaţii solare de mare putere* de R. R. A p a r i s i, V. A. B a u m, B. A. G a r f se prezintă descrierea şi rezultatele cercetării posibilităţilor de creare a unei termocentrale solare economic favorabilă de mare putere. Se dă schema centralei, detalii constructive şi de calcul termic şi caracteristicile economice pe care se scontează.

Problemele de construcţie şi de studiu, ca şi rezultatele experimentării unor tipuri de instalaţii solare cu oglinzi parabolice şi parabolo-cilindrice mari sînt expuse în articolele : *Particularităţile tehnologiei de confecţionare a reflectoarelor parabolice din beton armat pentru instalaţiile solare şi unii indici de funcţionare a lor*, de G. I. M a r k o v, *Studiul termotehnic al unei instalaţii solare parabolice pentru producerea aburului*, de B. K. K o z l o v şi alţii, *Instalaţie experimentală pentru obţinerea temperaturilor ridicate*, de R. R. A p a r i s i, *Instalaţie parabolo-cilindrică cu o capacitate de 40 litri apă fiartă pe oră*, de B. A. G a r f şi R. K. H u n ţ a r i a.

În articolul *Încercarea unui refrigerator solar acţionat cu abur produs cu o oglindă parabolică*, de P. M. B r d l i k se analizează funcţionarea şi se dau rezultatele încercării une nstalaţii frigorifice cu absorbţie acţionată cu energie solară.

O serie de alte articole tratează problemele de încălzire a caselor cu energie solară în combinaţie cu o pompă de căldură, instalaţii solare mici pentru prepararea hranei, instalaţii de distilare solare, ca şi aprecieri asupra posibilităţilor de uscare a fructelor şi legumelor cu energie solară.

De asemenea, se expune o metodă de calcul al încălzitoarelor de apă solare şi se dau rezultatele încercărilor acestor aparate, efectuate în Taşkent în anii 1952—53.

În sfîrşit, în articolul *Indicii tehnico-economici ai instalaţiilor solare* de S. G. P o i a r k o v se prezintă o analiză a indicilor tehnico-economici ai instalaţiilor solare pentru încălzirea şi distilarea apei, obţinerea de frig şi de energie electrică.

Este interesantă şi instructivă comparaţia între indicii instalaţiilor solare şi cei analogi ai termocentralelor funcţionînd cu cărbuni bruni.

Lucrarea, deşi formată din articole oarecum independente şi tratînd teme diferite, are totuşi un caracter unitar; prin multitudinea şi profunzimea de tratare a temelor, ea îmbrăţişează întreg domeniul de utilizare termică a energiei solare. Ea se bazează pe experienţa de peste 30 de ani de activitate în domeniul helioenergetic a Academiei de ştiinţe U.R.S.S. şi ilustrează totodată rezultatele obţinute.

Pentru cercurile ştiinţifice şi tehnice din ţara noastră, această culegere prezintă un deosebit interes, deoarece nenumăratele rezultate experimentale, ca şi metodele de calcul şi de construcţie a instalaţiilor solare expuse, pot crea o bază solidă de plecare pentru iniţierea unor cercetări în domeniul utilizării energiei solare şi în ţara noastră, care are o aşezare geografică destul de prielnică din acest punct de vedere.

Marcel Biener

H. MÜLLER, *Energiewirtschaftliche Untersuchungen an Trocknern in der Textilindustrie* (Cercetări de economie energetică la instalaţii de uscare din industria textilă), 6 pag., 10 fig., din Praktische Energiekunde, *4*, *5* (1957).

Cu ocazia unui studiu termoenergetic efectuat la o întreprindere din industria textilă s-a observat o anomalie la alura curbei specifice: o creştere a consumului specific de abur cu creşterea producţiei.

S-a constatat că această anomalie se datoreşte procesului de uscare — cu aer cald şi cu cilindri uscători încălziţi cu abur — care este cel mai mare consumator de abur din întreprindere.

Acest fapt a necesitat o studiere mai amănunţită a procesului şi a instalaţiilor de uscare, care a arătat următoarele:

— uscătoarele cu aer cald aveau o funcţionare foarte neeconomică, randamentele atinse, fiind între 20 şi 30%;

— cilindrii uscători funcţionau cu abur supraîncălzit, ceea ce reducea eficacitatea lor;

— motoarele electrice nu erau corect dimensionate.

Pentru remediere au fost propuse o serie de măsuri, constînd în următoarele:

— modificarea traseului de circulaţie a aerului prin închiderea unor clape şi îmbunătăţirea gospodăririi condensatului printr-o reglare mai corectă a oalelor de condensat, care au permis ca fără nici un fel de modificări constructive să se realizeze o economie valorică de circa 36% la consumul de abur al uscătoarelor cu aer cald;

— montarea unei instalaţii de saturare la cilindrii uscători, care ar duce la o economie anuală de 30 000 DM la consumul de abur al acestor cilindri;

— conectarea în stea a motoarelor electrice și reducerea cu 5% a tensiunii în rețea, care ar duce la o economie anuală de 10 000 DM la consumul de energie electrică și ar face inutilă instalația de compensare a puterii reactive de 270 kVar.

Studiul efectuat arată că în industrie se mai lucrează cu metode învechite și cu randamente mult inferioare posibilităților tehnice moderne, fără să se acorde atenția cuvenită problemelor de economie a energiei. De aceea, inițierea unor asemenea studii de analiză a situației energetice a întreprinderilor este oportună și utilă din punct de vedere tehnic și economic.

Marcel Biener

Труды IV конференции молодых ученых (Lucrările conferinței a IV-a a tinerilor cercetători), Академия Наук СССР, Институт энергетики Г. М. Кржижановский, Москва, 1957, 404 pag., 134 fig., 166 ref. bibl.

Culegerea cuprinde un număr de 26 de articole îmbrățișînd toate domeniile de activitate ale Institutului de energetică al Academiei de științe a U.R.S.S.

În trei articole din domeniul hidroenergetic și al construcției mașinilor hidraulice se analizează problema utilizării energetice a Amurului, reglarea energetică sezonieră a stocului de apă printr-un sistem de lacuri de acumulare, ca și unele probleme privind utilizarea turbinelor hidraulice cu viteza de rotație variabilă.

Problemele de electroenergetică și de electrotehnică ocupă un loc important în culegere, cele nouă articole din acest domeniu tratînd despre analiza regimului de tensiuni în sistemul de alimentare cu energie electrică a liniilor de cale ferată electrificate și în rețelele electrice rurale, o metodă nouă pentru determinarea pierderilor de energie în rețelele căilor ferate electrificate, reglarea frecvenței în sistemele energetice locale, efectele de reglare a invertorului, procesele oscilante în instalațiile de convertire (redresoare, invertoare), mărirea puterii și rapidității de acționare a excitatoarelor turbogeneratoarelor și de determinarea coeficienților de asimetrie a tensiunilor la transformatoarele cu trei înfășurări la încărcare nesimetrică.

Un volum tot atît de important este rezervat și problemelor de termoenergetică și termotehnică. La acest grup de referate accentul principal se pune pe problemele schimbului de căldură, examinîndu-se în diverse referate bazele fizice ale metodelor de calcul al schimbului de căldură în focare, schimbul de căldură radiant — conductor într-un strat plan al unui mediu absorbant, schimbul de căldură la condensarea peliculară a aburului saturat pur pe țevi verticale, cu deducerea unor criterii noi și stabilirea influenței diametrului țevii, și problema influenței zidăriei camerei de ardere asupra cedării de căldură la arderea gazului.

Tot în acest grup de referate se mai tratează și problemele de calcul al stratului limită turbulent în cazul existenței unui flux transversal de substanță, despre grosimea undei de șoc la curgerea unui gaz viscos printr-un tub de secțiune variabilă, ca și probleme de detonație în tuburi.

Două din referatele cuprinse în culegere sînt din domeniul helioenergetic, ele prezentînd rezultatele experimentale ale unor cercetări efectuate cu instalații solare cu oglinzi parabolice și parabolo-cilindrice.

Un număr de referate se ocupă de problemele de modelare și de construcție a schemelor echivalente, în care se expun probleme de modelare electrică a regimurilor hidraulice ale sistemelor de încălzire și rețelelor de termoficare complexe ca și calculul curentului canalului principal al unei scîntei lungi cu ajutorul unei scheme echivalente.

Unul din referate cuprinde rezultatele cercetărilor fenomenelor de polarizare în termistoare din oxid de mangan.

Un alt referat se ocupă de construcția aparaturii pentru înregistrarea în timp a presiunilor undelor de amplitudine finită în apă cu ajutorul unui traductor piezoelectric.

În sfîrșit, în ultimul referat se prezintă o metodă aproximativă pentru rezolvarea ecuațiilor algebrice de gradul patru.

În ansamblul ei, culegerea prezintă unele aspecte și rezultate ale cercetărilor efectuate de către cercetătorii tineri din Institutul de energetică al Academiei de științe a U.R.S.S.

Culegerea se distinge prin originalitatea unor metode de cercetare expuse, prin bogăția rezultatelor experimentale din diversele domenii de activitate științifică și tehnică și prin importanța rezultatelor obținute în cercetările prezentate.

Valoarea și importanța acestei culegeri mai rezidă și în faptul că ea arată în m od evident că în Uniunea Sovietică se acordă o deosebită atenție cadrelor tinere de cercetători, cărora li se pun la dispoziție toate mijloacele pentru ca ei să-și poată dezvolta și valorifica din plin capacitățile și inițiativa creatoare.

Marcel Biener

MÜSZAKI KÖNYVTÁR ORSZÁGOS 1883

PENTRU A VĂ ASIGURA O COLECȚIE COMPLETĂ A REVISTEI, REÎNNOIȚI ABONAMENTELE DV. PENTRU 1959

F 923

ACADEMIA REPUBLICII POPULARE ROMÎNE
INSTITUTUL DE ENERGETICĂ

REFERATIVĂ

R

STUDII ŞI CERCETĂRI DE ENERGETICĂ

2

ANUL IX
1959

EDITURA ACADEMIEI REPUBLICII POPULARE ROMÎNE

F 923

ACADEMIA REPUBLICII POPULARE ROMÎNE
INSTITUTUL DE ENERGETICĂ

MŰSZAKI KÖNYVTÁR 1883

STUDII ŞI CERCETĂRI DE ENERGETICĂ

2

ANUL IX

1959

EDITURA ACADEMIEI REPUBLICII POPULARE ROMÎNE

COMITETUL DE REDACȚIE

R. RĂDULEȚ, membru corespondent al Academiei R.P.R., —*redactor responsabil*; M. BERCOVICI, membru corespondent al Academiei R.P.R.; M. MARINESCU, membru corespondent al Academiei R.P.R.; C. DINCULESCU, membru corespondent al Academiei R.P.R.; A. AVRAMESCU, membru corespondent al Academiei R.P.R.; C. APETREI; G. BĂRĂNESCU; I. BLUM; T. IONESCU; E. ARIE.

STUDII ȘI CERCETĂRI DE ENERGETICĂ
APARE DE 4 ORI PE AN
Redacția: BUCUREȘTI, Șos. Vitan nr. 236

ACADEMIA REPUBLICII POPULARE ROMÎNE
INSTITUTUL DE ENERGETICĂ

STUDII ŞI CERCETĂRI DE ENERGETICĂ

Tomul IX, nr. 2 1959

SUMAR

Pag.

Perspective în dezvoltarea cercetărilor în cadrul Institutului de energetică 181

TERMOENERGETICĂ ŞI TERMOTEHNICĂ

G. BĂRĂNESCU, Unele probleme în legătură cu energia utilizabilă 185

ADRIAN CĂLIN VASILESCU, Calculul mărimilor de stare ale gazelor arse în cazul supraalimentării unui motor cu ardere internă folosind o turbină activă cu gaze de evacuare 195

TEHNOLOGIA COMBUSTIBILILOR SOLIZI

I. BLUM, FR. BOLCHI şi I. NISTOR, Cercetări privind folosirea raţională a huilelor de gaz Lupeni, Uricani şi Vulcan pentru obţinerea cocsului metalurgic. I. Rezistenţa la sfărîmare a huilelor de gaz Lupeni, Uricani şi Vulcan . . . 221

I. BLUM, FR. BOLCHI şi I. NISTOR, Cercetări privind folosirea raţională a huilelor de gaz Lupeni, Uricani şi Vulcan pentru obţinerea cocsului metalurgic. II. Cercetări privind studiul influenţei granulaţiei cărbunilor asupra calităţii cocsului 233

I. BLUM, C. IONESCU-PANAITESCU şi E. POHL, Despre valoarea cifrei permanganatice ca metodă de cercetare şi clasificare a cărbunilor 247

ELECTROTEHNICĂ ŞI ELECTROENERGETICĂ

R. RĂDULEŢ, Asupra mărimilor macroscopice de stare ale cîmpului magnetic . 263

F. MANEA, Ecuaţiile generale ale tensiunilor şi cuplului, în coordonatele axelor mobile, pentru maşina sincronă 275

P. DIMO, Separarea nodurilor cu utilizarea curenţilor de scurtcircuit. Metoda unitară pentru analiza sistemelor electro-energetice. Partea a II-a. Stabilitate statică şi reglaj 287

N. SPRÎNCEANĂ, În legătură cu modelarea electrodinamică a regulatoarelor de viteză ale turbinelor hidraulice 305

AL. FRANSUA, Calculul tensiunii electromotoare creată de cîmpul transversal de reacţie al indusului motorului universal cu colector 325

NOTE

SEBASTIAN IONESCU, Caracteristici de funcţionare ale motorului asincron la tensiuni aplicate variabile şi frecvenţă constantă, pentru anumite valori ale cuplului electromagnetic 337

EDITURA ACADEMIEI REPUBLICII POPULARE ROMÎNE

ACADÉMIE DE LA RÉPUBLIQUE POPULAIRE ROUMAINE
INSTITUT D'ÉNERGÉTIQUE

ÉTUDES ET RECHERCHES D'ÉNERGÉTIQUE

Tome IX, n° 2 1959

SOMMAIRE

Page

Perspectives du développement des recherches effectuées à l'Institut d'Énergétique 181

THERMOÉNERGÉTIQUE ET THERMOTECHNIQUE

G. BĂRĂNESCU, Quelques problèmes concernant l'énergie utilisable 185

ADRIAN CĂLIN VASILESCU, Calcul des grandeurs d'état des gaz brûlés dans le cas de la suralimentation d'un moteur à combustion interne utilisant une turbine active à gaz d'échappement 195

TECHNOLOGIE DES COMBUSTIBLES SOLIDES

I. BLUM, FR. BOLCHI et I. NISTOR, Recherches concernant l'utilisation rationnelle des houilles à gaz de Lupeni, Uricani et Vulcan, pour la fabrication du coke métallurgique. I. Résistance au broyage des houilles à gaz de Lupeni, Uricani et Vulcan 221

I. BLUM, FR. BOLCHI et I. NISTOR, Recherches concernant l'utilisation rationnelle des houilles à gaz de Lupeni, Uricani et Vulcan, pour la fabrication du coke métallurgique. II. Influence de la granulation du charbon sur la qualité du coke 233

I. BLUM, C. IONESCU-PANAITESCU et E. POHL, De la valeur de l'indice permanganatique en tant que méthode de recherche et de classification des charbons 247

ÉLECTROTECHNIQUE ET ÉLECTROÉNERGÉTIQUE

R. RĂDULEŢ, Sur les grandeurs macroscopiques d'état du champ magnétique . 263

F. MANEA, Les équations générales des tensions et du couple, en coordonnées des axes mobiles, de la machine synchrone 275

P. DIMO, La séparation des nœuds avec utilisation des courants de court-circuit. Méthode générale d'analyse des systèmes électro-énergétiques. 2e partie. Stabilité statique et réglage 287

N. SPRÎNCEANĂ, Sur le modelage électrodynamique des régulateurs de vitesse des turbines hydrauliques 305

AL. FRANSUA, Calcul de la tension électromotrice, créée par le champ transversal de réaction de l'induit du moteur universel à collecteur 325

NOTES

SEBASTIAN IONESCU, Caractéristiques du fonctionnement du moteur asynchrone lors des variations de la tension appliquée et fréquence constante, pour différentes valeurs du couple électromagnétique 337

ÉDITIONS DE L'ACADÉMIE DE LA RÉPUBLIQUE POPULAIRE ROUMAINE

АКАДЕМИЯ РУМЫНСКОЙ НАРОДНОЙ РЕСПУБЛИКИ
ИНСТИТУТ ЭНЕРГЕТИКИ

ТРУДЫ И ИССЛЕДОВАНИЯ ПО ЭНЕРГЕТИКЕ

Том IX, № 2 1959

СОДЕРЖАНИЕ

Стр.

Перспективы развития исследований в Институте энергетики 181

ТЕРМОЭНЕРГЕТИКА И ТЕРМОТЕХНИКА

Г. БЭРЭНЕСКУ, Некоторые вопросы в связи с используемой энергией 185
АДРИАН КЭЛИН ВАСИЛЕСКУ, Расчет величин состояния выхлопных газов в случае усиленного питания двигателя внутреннего сгорания, оснащенного активной турбиной, использующей выхлопные газы . 195

ТЕХНОЛОГИЯ ТВЕРДОГО ТОПЛИВА

И. БЛЮМ, Ф. БОЛКИ и И. НИСТОР, О рациональном использовании газового каменного угля из шахт Лупени, Урикани и Вулкан для получения металлургического кокса. I. Сопротивление дроблению газового каменного угля из шахт Лупени, Урикани и Вулкан . . 221
И. БЛЮМ, Ф. БОЛКИ и И. НИСТОР, О рациональном использовании газового каменного угля из шахт Лупени, Урикани и Вулкан для получения металлургического кокса. II. Исследование влияния грануляции угля на качество кокса 233
И. БЛЮМ, К. ИОНЕСКУ-ПАНАИТЕСКУ и Е. ПОЛЬ, О значении перманганатного числа, как метода исследования и классификации углей 247

ЭЛЕКТРОТЕХНИКА И ЭЛЕКТРОЭНЕРГЕТИКА

Р. РЭДУЛЕЦ, О макроскопических величинах состояния магнитного поля 263
Ф. МАНЯ, Общие уравнения напряжений и моментов в координатах подвижных осей объединенных синхронных машин 275
П. ДИМО, Выделение узлов, при использовании токов короткого замыкания, как единый метод анализа электроэнергетических систем. Часть II: статическая устойчивость и регулирование 287
Н. СПРЫНЧАНЭ, Об электродинамическом моделировании регуляторов скорости гидравлических турбин 305
А. ФРАНСУА, Расчет электродвижущего напряжения, созданного поперечным реактивным полем якоря универсального коллекторного двигателя 325

ЗАМЕТКИ

СЕБАСТЬЯН ИОНЕСКУ, Характеристика работы асинхронной машины при вариации приложенного напряжения и постоянной частоты для различных значений электромагнитного момента 337

ИЗДАТЕЛЬСТВО АКАДЕМИИ РУМЫНСКОЙ НАРОДНОЙ РЕСПУБЛИКИ

PERSPECTIVE ÎN DEZVOLTAREA CERCETĂRILOR ÎN CADRUL INSTITUTULUI DE ENERGETICĂ

Congresul al II-lea al P.M.R. a stabilit sarcini importante cu privire la dezvoltarea economiei naționale în al doilea plan cincinal cît și într-o perioadă următoare de 10—15 ani, îndeosebi în domeniul industriei extractive, chimiei, siderurgiei și creării unei puternice baze energetice.

Ultimele documente de partid indică necesitatea și posibilitatea „dezvoltării mai departe și într-un ritm mai intens a industrializării socialiste a țării și lărgirea bazei tehnice-materiale în agricultură" *). Pentru asigurarea acestui ritm, este necesară în primul rînd o creștere impetuoasă a izvoarelor de energie.

Reiese dar atît marea importanță a problemelor de cercetare cu caracter energetic, cît și necesitatea ca Institutul de energetică al Academiei R.P.R. să-și aducă contribuția la rezolvarea lor.

Institutul de energetică consideră că este necesar să pună în centrul activității sale problemele privitoare la elaborarea bazelor științifice de dezvoltare a energeticii în R.P.R. Pe lîngă definitivarea studiilor de identificare calitativă și cantitativă a resurselor energetice și a stabilirii dinamicii consumului de căldură și energie, pe care le efectuează în prezent în strînsă colaborare cu toate departamentele industriale și cu alte instituții centrale, Institutul va trece la elaborarea bazelor științifice pentru stabilirea metodicii de întocmire a balanței energetice generale a țării, problemă a cărei importanță deosebită a fost subliniată și la cel de-al XXI-lea Congres al P.C.U.S. de acad. N e s m e i a n o v, Președintele Academiei de Științe a U.R.S.S.

Se va ataca, de asemenea, în colaborare cu toate departamentele industriale, problema utilizării raționale a resurselor energetice, avîndu-se în vedere ca pe lîngă folosirea lor în scopuri energetice să se treacă și la valorificarea lor tehnologică, chimică și complexă : energo-tehnologică. În afara acestor probleme care, parțial, au constituit și pînă în prezent

*) Gh. Gheorghiu-Dej, *Expunere făcută la ședința plenară a C.C. al P.M.R., din 26—28 noiembrie 1958*. Ed. politică, București, 1958, p. 5.

obiectul de cercetare al Institutului, urmează ca în perioada 1960—1975 să se dezvolte cercetările în domeniul hidroenergeticii și energeticii nucleare.

Într-adevăr, în anii 1970—1975, energia hidraulică trebuie să intervină în balanța energetică cu o pondere suficient de ridicată și deci problemele legate de amenajarea centralelor hidroenergetice, privite dintr-un punct de vedere larg, care să îmbrățișeze atît producerea de energie cît și aspectele legate de lucrările de hidroameliorații, transporturi etc., vor trebui să stea în atenția Institutului, constituind un obiect de cercetare de primă importanță.

În ceea ce privește energetica nucleară, după datele ce le posedăm se poate afirma că în 1960—1970 indicii tehnico-economici ai centralelor atomo-electrice vor deveni comparabili cu cei ai centralelor electrice clasice și că deci, dat fiind necesarul de energie al țării noastre în anii 1970—1975 și natura resurselor energetice primare disponibile, problemele de cercetare legate de producerea de energie în centrale atomo-electrice vor prezenta un interes de prim ordin.

Pînă în prezent, Institutul a pus un accent deosebit pe cercetările privitoare la valorificarea energetică rațională a combustibililor solizi, îndeosebi a ligniților. În anii viitori, el va continua să lărgească și să adîncească preocupările în acest domeniu, urmărind mai ales modalitățile de aplicare a unor metode și instalații moderne de ardere a ligniților ca arderea în pat fluidizat, focarele ciclon etc. În același timp, dată fiind ponderea crescîndă pe care o vor căpăta combustibilii lichizi și gazoși în balanța energetică a țării, cercetările legate de utilizarea lor energetică, de instalațiile de ardere respective etc. vor trebui să se dezvolte corespunzător.

Pentru valorificarea la maximum a rezervelor de combustibil (petrol și cărbune), vor trebui studiate posibilitățile de gazeificare subterană.

Subliniem de asemenea că toate cercetările legate de utilizarea energetică a combustibililor — solizi, lichizi și gazoși — vor fi întreprinse dintr-un punct de vedere larg, de valorificare complexă, ceea ce va contribui într-o mare măsură la îndeplinirea sarcinilor puse de Partid, de a intensifica ritmul de dezvoltare a industriei chimice.

În domeniul motoarelor cu ardere internă, va trebui să se continue cercetările asupra arderii în motoarele cu piston, inclusiv motoarele Diesel, urmărindu-se îndeosebi micșorarea consumului de carburanți, și să se atace probleme noi, ca de exemplu problemele de ardere în motoarele rotative stabile și mobile precum și în turboreactoare.

Pe lîngă studiile sub aspect funcțional asupra instalațiilor termoenergetice, Institutul de energetică va dezvolta în viitor, într-o mai mare măsură, cercetarea multilaterală a naturii intime a fenomenelor de ardere, a transferului de căldură etc. În acest fel, Institutul va fi în măsură să pună la dispoziția industriei noastre constructoare de mașini și utilaje termoenergetice datele științifice necesare pentru proiectarea lor judicioasă și va contribui la dezvoltarea științei în domeniul respectiv.

În vederea acestui scop, Institutul va începe încă în acest an să folosească în munca sa de cercetare mijloace mai fine de investigație, capabile să urmărească mai adecvat mecanismul diferitelor procese energetice, o importanță specială căpătînd utilizarea izotopilor radioactivi.

În perioada 1960—1975, producția de energie electrică va crește considerabil; este de presupus că energia electrică în balanța consumului de energie al R.P.R. va crește în măsură însemnată ca greutate specifică.

Colaborarea cu țările socialiste vecine în domeniul economic ridică încă de pe acum problema creării sistemelor electroenergetice interconectate unice cu schimburi de puteri însemnate și transportul energiei electrice la înaltă și foarte înaltă tensiune.

În expunerea tov. Gh. Gheorghiu-Dej, făcută la ședința plenară a C.C. al P.M.R. din 26—28 noiembrie 1958, se subliniază că pe baza colaborării economice cu Republica Cehoslovacă se va furniza acesteia, într-un viitor apropiat, circa 2 miliarde kilowatore anual și că în 1960 se va încheia crearea sistemului electroenergetic național.

Această situație de perspectivă în domeniul electrificării țării arată necesitatea dezvoltării cercetărilor privitoare la sistemele și rețelele electrice, în special cele legate de aspectele de structură și funcționare a sistemelor, de interconexiune națională și internațională, precum și cele de tehnica tensiunilor înalte, transportul și protecția în cazul rețelelor și liniilor electrice de foarte înaltă tensiune.

Cercetările, sub aspect teoretic și practic, asupra automatizării proceselor energetice cu extinderi asupra automatizării centralelor atomoelectrice, sistemele de reglare automată, vor trebui de asemenea să constituie obiectul unei atenții deosebite a Institutului. În afara mașinilor electrice producătoare de energie, vor trebui cercetate sub aspect funcțional și alte mașini și aparate electrice consumatoare de energie: motoare electrice în tracțiune electrică, aparate redresoare, cuptoare electrice etc. — Automatizarea proceselor de producție care, conform indicațiilor tov. Gh. Gheorghiu-Dej, „va trebui să ia o extindere din ce în ce mai mare în industria siderurgică, în construcții de mașini, în chimie, petrol și gaze, în industria alimentară”*), va face obiectul de cercetare a secției de automatică și telemecanică. Această secție a fost special înființată în acest an în cadrul Institutului pentru a continua și adînci preocupările avute pînă în prezent privitoare la realizarea și folosirea pe scară largă în țara noastră a utilajelor și aparatajului care intervin în schemele de automatizare.

Din enumerarea succintă pe care am făcut-o mai sus rezultă că în fața Institutului stă sarcina de a contribui la rezolvarea unor probleme de mare amploare și importanță, ca întocmirea balanței energetice naționale, interconectarea sistemului electroenergetic al R.P.R. cu alte sisteme naționale etc. Toate acestea implică continuarea și strîngerea colaborării

*) Gh. Gheorghiu-Dej, *Expunere făcută la ședința plenară a C.C. al P.M.R. din 26—28 noiembrie 1958*, p. 55.

cu toate departamentele industriale, cu institutele respective şi cu cele de învăţământ superior, precum şi intensificarea legăturilor ştiinţifice cu institutele similare din U.R.S.S. şi ţările de democraţie populară.

În acest fel, Institutul de energetică îşi va aduce aportul la opera de construire a socialismului în patria noastră, la realizarea acelui ritm de dezvoltare a economiei ţărilor socialiste care le va permite să obţină într-un timp scurt superioritatea netă asupra sistemului mondial capitalist şi în producţia materială.

C. APETREI şi S. FAUR

UNELE PROBLEME ÎN LEGĂTURĂ CU ENERGIA UTILIZABILĂ*)

DE

G. BĂRĂNESCU

1. DEFINIŢIA ŞI PROPRIETĂŢILE ENERGIEI UTILIZABILE

Noţiunea de energie utilizabilă a rezultat din analiza modului în care au loc procesele termodinamice.

Este cunoscut faptul că transformarea căldurii în lucru mecanic se situează pe un plan diferit faţă de alte transformări energetice şi anume, chiar în condiţiile unei maşini ideale, numai o parte din căldură poate fi transformată în lucru mecanic.

Acest rezultat arată că transformarea energiei termice în lucru mecanic este mai puţin avantajoasă decît alte transformări energetice, de exemplu decît transformarea energiei unei căderi de apă într-o centrală, unde — abstracţie făcînd de pierderile maşinilor — energia care stă la dispoziţie este integral folosită.

Deosebirea provine însă tocmai din interpretarea termenului „care stă la dispoziţie".

Astfel, în hidrotehnică se consideră numai căderea existentă la locul instalaţiei, în care caz randamentul transformării energetice — în absenţa pierderilor — atinge valoarea 1. Teoretic se poate considera căderea faţă de nivelul mărilor sau faţă de centrul pămîntului. Dacă de exemplu la nivelul de 500 m al centralei ar exista o cădere de 10 m, s-ar obţine următoarele randamente :

— faţă de nivelul mărilor

$$\eta = \frac{500 - 490}{500} = 2\%;$$

— faţă de centrul pămîntului

$$\eta = \frac{6\,370\,000 - 6\,369\,990}{6\,370\,000} = 0{,}0001\%.$$

*) Lucrare prezentată Institutului de energetică la data de 1 noiembrie 1958.

În termotehnică, randamentul unei mașini termice se exprimă ca raportul dintre lucrul mecanic obținut și căldura cheltuită. O astfel de exprimare presupune că toată căldura cheltuită se poate transforma în lucru mecanic, ceea ce s-ar întîmpla dacă s-ar dispune de un mediu a cărui temperatură ar fi în permanență zero absolut.

După cum în hidrotehnică se ia în considerare energia disponibilă la locul de utilizare, la fel în termotehnică trebuie considerată numai energia disponibilă în condițiile în care se face transformarea și anume față de parametrii mediului ambiant și nu față de zero absolut. Cum o transformare este posibilă numai cînd există dezechilibru, se ajunge astfel la noțiunea de energie utilizabilă a unui sistem, definită ca lucrul mecanic maxim disponibil obținut prin transformări fără pierderi (transformări reversibile) de la starea inițială a sistemului, pînă la realizarea echilibrului de temperatură și presiune cu mediul ambiant.

Substanțele sistemului ar putea reacționa chimic fie între ele, fie cu mediul ambiant. În acest caz există un nou dezechilibru față de mediul ambiant, care permite realizarea unui lucru mecanic suplimentar. Ca urmare, lucrul mecanic maxim disponibil se va obține cînd în starea finală există nu numai echilibru de temperatură și de presiune cu mediul ambiant, ci și echilibru chimic înțeles în sensul că ansamblul sistem-mediu ambiant este inert din punct de vedere chimic.

Expresia energiei utilizabile rezultă prin evaluarea lucrului mecanic disponibil pentru o succesiune oarecare de evoluții reversibile, care pleacă din starea inițială și ajunge în starea finală de echilibru cu mediul ambiant. Dacă se notează cu p, V, T, U, S și p_0, V_0, T_0, U_0, S_0 mărimile de stare ale sistemului la începutul și la sfîrșitul procesului, se obține, conform primelor două principii,

$$Q_{rev} = U_0 - U + L_{max}.$$

Cantitatea de căldură fiind schimbată reversibil și obligatoriu la temperatura constantă T_0 a mediului ambiant, se poate scrie

$$Q_{rev} = T_0 (S_0 - S).$$

Rezultă deci

$$L_{max} = U - U_0 - T_0 (S - S_0).$$

Din acest lucru mecanic o parte a fost cedată mediului ambiant în urma variației de volum $V_0 - V$ realizată în timpul procesului. Lucrul mecanic maxim disponibil, adică energia utilizabilă, va fi deci

$$E = L_{max} - p_0 (V_0 - V)$$

sau

$$E = U - U_0 - T_0 (S - S_0) + p_0 (V - V_0). \qquad (1)$$

Pentru a scoate în evidență semnificația fizică a relației (1), se consideră cea mai simplă succesiune de evoluții *). Sistemul nu poate schimba

*) Pentru simplificarea expunerii, în cele ce urmează se presupune că nu pot avea loc variații chimice.

căldură decît cu mediul ambiant; pentru ca schimbul de căldură să fie reversibil, este necesar să se aducă sistemul mai întîi la temperatura mediului ambiant printr-o evoluție adiabată și reversibilă (evoluția *11'*, fig. 1). În starea *1'* este realizat numai echilibrul de temperatură cu mediul ambiant; pentru a realiza și echilibrul de presiune, va trebui să se efectueze o evoluție izotermă de la presiunea p_1, la presiunea p_0 a mediului ambiant (evoluția *1'2*, fig. 1).

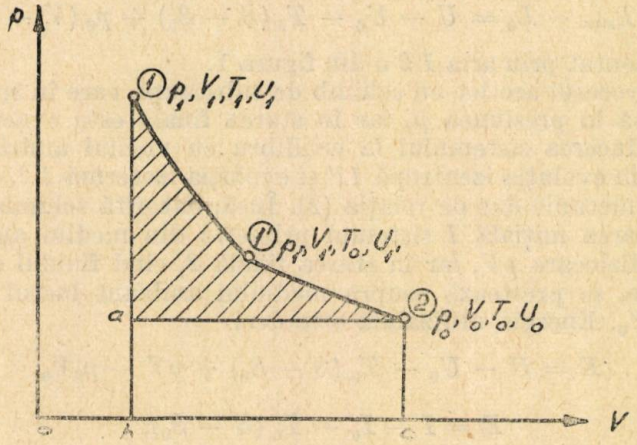


Fig. 1.—Reprezentarea energiei utilizab le a unui sistem în diagrama mecanică.

În prima evoluție se obține lucru mecanic pe seama energiei interne a sistemului

$$L_{11'} = U - U_{1'}.$$

Dacă se face abstracție de variația energiei interne cu presiunea, ucrul mecanic pe a doua evoluție este egal cu schimbul de căldură

$$L_{1'2} = Q_{1'2} = T_0 (S_0 - S_{1'}) = T_0 (S_0 - S).$$

Se constată că acest lucru mecanic este furnizat de mediul ambiant și nu de sistem; el poate fi extras din mediul ambiant datorită dezechilibrului de presiune.

Lucrul mecanic total este *)

$$L_{max} = L_{11'} + L_{1'2}$$

sau

$$L_{max} = U - U_0 - T_0 (S - S_0). \qquad (2)$$

*) Conform ipotezei făcute (energia internă nu depinde de presiune), rezultă $U_{1'} = U_0$. În cazul general, avem

$$L_{1'2} = U_{1'} - U_0 + T_0 (S_0 - S) \qquad (a)$$

și ca atare se ajunge la aceeași formulă. Dacă se folosesc energiile interne totale, ecuația (2) este valabilă și cînd au loc reacții chimice.

Nu tot acest lucru mecanic este disponibil. Prin faptul că volumul final V_0 este mai mare ca volumul inițial V, sistemul a executat o compresie izobară a mediului exterior, pentru care s-a cheltuit lucrul mecanic

$$L_0 = p_0 (V_0 - V),$$

reprezentat prin aria *2 a b c* din figura 1. Lucrul mecanic efectiv disponibil, adică energia utilizabilă, este deci

$$E = L_{max} - L_0 = U - U_0 - T_0 (S - S_0) + p_0 (V - V_0);$$

el este reprezentat prin aria *1 2 a* din figura 1.

Dacă procesul are loc cu schimb de substanță, care în starea inițială este introdusă la presiunea p, iar în starea finală este evacuată la presiunea p_0, aducerea sistemului la echilibru cu mediul ambiant poate fi făcută tot prin evoluția izentropă *11'* și evoluția izotermă *1'2*, obținîndu-se astfel lucrul mecanic dat de relația (2). Însă, datorită schimbului de substanță, în starea inițială *1* sistemul primește din mediul amonte lucrul mecanic de dizlocare pV, iar în starea finală *2*, cînd fluidul este evacuat din instalație, se prestează asupra mediului ambiant lucrul mecanic de dizlocare $p_0 V_0$. Energia utilizabilă este deci

$$E = U - U_0 - T_0 (S - S_0) + pV - p_0 V_0$$

sau

$$E = I - I_0 - T_0 (S - S_0), \tag{3}$$

unde I și I_0 sînt entalpiile în stările inițială și finală. În acest caz, energia utilizabilă este reprezentată prin aria *1 2 a b* (fig. 2).

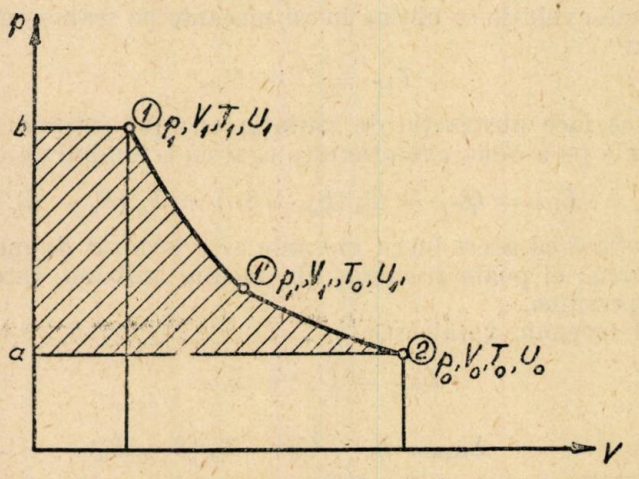


Fig. 2. — Reprezentarea energiei utilizabile în diagrama mecanică pentru un proces care are loc cu schimb de substanță.

Cînd compoziția substanței care pătrunde în mediul ambiant — deși inertă din punct de vedere chimic — este diferită de compoziția mediului ambiant, se mai poate obține un lucru mecanic suplimentar prin ameste-

carea reversibilă a substanței cu mediul ambiant. Realizarea acestei operații reclamă materiale semipermeabile corespunzătoare, care practic nu există ; ca atare, lucrul mecanic de amestecare se neglijează.

După valorile temperaturii și presiunii inițiale se pot prezenta situații diferite de cele din figurile 1 și 2 ; relațiile de calcul ale energiei utilizabile rămîn însă valabile.

Din cele arătate înainte rezultă că energia utilizabilă nu se referă la un sistem, ci la ansamblul format din sistem și mediul ambiant. Ea poate proveni numai din energia sistemului, numai din energia mediului ambiant, iar în caz general, atît din energia sistemului cît și din energia mediului ambiant.

Studiind proprietățile termodinamice ale energiei utilizabile, se poate formula următoarea teoremă : energia utilizabilă a ansamblului sistem-mediu ambiant nu poate decît să scadă, dacă ansamblul este izolat ; ea rămîne constantă numai în cazul ideal cînd toate transformările sînt reversibile.

Această teoremă nu este numai o consecință a teoremelor lui Carnot și a lui Clausius, ci este echivalentă lor. Ea cuprinde în întregime, fără nici o restricție, întregul conținut al principiului al doilea al termodinamicii.

Rezultatul putea fi prevăzut deoarece principiul al doilea al termodinamicii, formulat cu ajutorul entropiei, exprimă în fond constatarea că în orice sistem izolat energia neutilizabilă nu poate decît să crească sau să rămînă constantă cînd toate transformările sînt reversibile.

În cercetarea proceselor termodinamice, energia utilizabilă face deci același oficiu ca și entropia. Ea prezintă printre altele și avantajul că poate fi înțeleasă cu mult mai ușor decît entropia.

2. ANALIZA FUNCȚIONALĂ A UNEI INSTALAȚII TERMICE DE FORȚĂ

La o instalație termică de forță, gradul de transformare a căldurii în lucru mecanic este apreciat cu ajutorul randamentului termic, definit ca raportul dintre lucrul mecanic L și căldura Q cheltuită pentru obținerea acestui lucru mecanic

$$\eta_t = \frac{L}{Q}. \tag{4}$$

Din punctul de vedere al noțiunii de randament, care arată perfecțiunea de funcționare a instalației, randamentul termic prezintă dezavantajul că nu ține seama de realități. El exprimă nu numai pierderile aferente instalației, ci și pierderea rezultată din faptul că nu se dispune de un mediu cu temperatura zero absolut și, ca urmare, căldura nu poate fi integral transformată în lucru mecanic. Pentru a pune în evidență perfecțiunea de funcționare a unei instalații termice de forță, trebuie deci ca lucrul mecanic obținut să fie raportat la energia pe care ne-o ține natura

la dispoziție în procesul respectiv, adică la energia utilizabilă. Rezultă astfel randamentul energetic al instalației termice

$$\eta_e = \frac{L}{E}, \tag{5}$$

care principial nu se deosebește cu nimic de alte randamente energetice.

Ambele randamente exprimă în mod diferit pierderile globale care se produc în instalație. Din această cauză, ele pot furniza numai indicații cu caracter calitativ și anume fie pentru aprecierea comparativă a instalațiilor, fie pentru semnalarea unei modificări în perfecțiunea de funcționare a instalației.

În scopul comparării corecte a instalațiilor termice cu ajutorul randamentului termic sau energetic, trebuie să se folosească o convenție unică pentru evaluarea numitorului din expresiile celor două randamente. Dacă ne referim la cazul cel mai frecvent, cînd energia pusă în joc provine din arderea unui combustibil, Q din relația (4) este căldura de reacție, de exemplu pentru unitatea de cantitate de combustibil, evaluată în condiții invariabile de temperatură și presiune (uzual la 300°K și 1 at), iar E din relația (5) este energia utilizabilă evaluată față de mărimile de stare ale mediului ambiant, alese convențional. Prin aceasta randamentele capătă un caracter formal, însă scopul urmărit este atins ; valorile obținute pentru fiecare randament pot fi comparate între ele, deoarece sînt calculate în baza aceleiași convenții.

Să presupunem că se cere să se compare mai multe instalații termice de forță care lucrează cu același combustibil. Existînd două criterii de comparație — randamentul termic și randamentul energetic — se pune problema stabilirii criteriului cel mai elocvent.

Deoarece combustibilul folosit este același, mărimile Q și E din relațiile (4) și (5), care se evaluează în condiții standard, vor avea respectiv o valoare invariabilă, oricare ar fi instalația cercetată. Pe de altă parte, la aceeași instalație, mărimea L din relațiile (4) și (5) are aceeași valoare. Randamentele termice $\eta_{t_1}, \eta_{t_2}, \eta_{t_3}, \ldots$ și randamentele energetice $\eta_{e_1}, \eta_{e_2}, \eta_{e_3}, \ldots$, se vor diferența între ele prin variația aceleeași mărimi și ca atare vor clasifica instalațiile în același mod

$$\eta_{t_1} : \eta_{t_2} : \eta_{t_3} \ldots = \eta_{e_1} : \eta_{e_2} : \eta_{e_3} \ldots$$

Astfel, deși randamentul termic nu ține seama de situația reală, el clasifică instalațiile la fel ca și randamentul energetic. Din punctul de vedere al comparării instalațiilor între ele, este indiferent care din cele două randamente este folosit. Randamentul termic prezintă avantajul că se calculează mai simplu și totodată există date statistice mai numeroase pentru valorile lui. Randamentul energetic exprimă mai corect realitatea și respectă noțiunea generală de randament.

Aceeași situație se produce și la urmărirea perfecțiunii de funcționare a unei instalații. Ambele randamente semnalează modificările funcționale și ca atare folosirea numai a unuia dintre ele este suficientă.

Din cele de mai sus rezultă că evaluarea randamentului energetic nu este indispensabilă. Un randament, prin modul global în care exprimă pierderile, nu poate preciza cauzele care diferențiază fie instalațiile între ele, fie diversele situații de funcționare ale aceleeași instalații; pierderile pot fi localizate și evaluate separat numai printr-o analiză detaliată a instalației.

La o astfel de analiză noțiunea de pierdere trebuie interpretată în sensul arătat înainte. Nu interesează mărimea cantităților de căldură pierdute, ci energia lor utilizabilă. Astfel, într-o instalație cazan cu aburi-turbină, în condensator se evacuează cantități mari de căldură, care însă nu constituie o pierdere, deoarece căldura respectivă practic nu mai poate fi folosită. În schimb, pierderile din cazan, deși aparent sînt mult mai mici, reprezintă în fond pierderea principală.

Studiul unei instalații cu ajutorul bilanțului termic prezintă un interes secundar. Esențial este bilanțul energiei utilizabile, care pune în evidență valoarea adevărată a pierderilor și ca atare arată pe cele realmente importante.

Pierderile trebuie deci considerate în sensul principiului al doilea al termodinamicii. În afară de scăpările de substanță și de transferul de căldură spre mediul ambiant, pierderile sînt cauzate de ireversibilitățile care se produc în timpul procesului și care cel mai adesea sînt datorite amestecării, schimbărilor de stare prin laminare și transferului de căldură, la diferențe finite de temperatură.

În concluzie, aprecierea unei instalații termice din punct de vedere termodinamic se poate face calitativ fie cu ajutorul randamentului termic, fie cu ajutorul randamentului energetic. Analiza instalației în vederea ameliorării ei funcționale trebuie făcută cu ajutorul bilanțului energiei utilizabile. Cantitățile de căldură nu se apreciază prin mărimea lor; combustibilii nu trebuie judecați după puterea lor calorifică. Hotărîtoare este valoarea energiei utilizabile.

3. ENERGIA UTILIZABILĂ ÎN PROCESELE DE ARDERE

După cum s-a arătat înainte, dacă substanțele care formează un sistem termodinamic pot reacționa chimic fie între ele fie cu mediul ambiant, energia utilizabilă trebuie evaluată față de o stare finală în care sistemul este în echilibru de temperatură și presiune cu mediul ambiant, iar ansamblul sistem-mediu ambiant este inert din punct de vedere chimic.

La o instalație termo-energetică partea din energia pusă în joc care poate fi transformată în lucru mecanic este energia utilizabilă a combustibilului și a comburantului. În cazul general cînd combustibilul și comburantul se află la temperaturi și presiuni diferite, energia utilizabilă corespunde următoarei succesiuni de evoluții reversibile : aducerea substanțelor la temperatura și presiunea mediului ambiant, amestecarea lor și, în sfîrșit, reacția de ardere izoterm-izobară.

Acest mod de evaluare a energiei utilizabile ar putea fi socotit nejust, deoarece procesele tehnice de ardere constau în realizarea unei diferențe

de temperatură prin reacția chimică și ca urmare sînt însoțite de o pierdere a energiei utilizabile. La prima vedere apare ca nerațional să se considere o energie utilizabilă de care efectiv nu se dispune. Energia utilizabilă realmente disponibilă nu corespunde substanțelor inițiale ci produselor arderii la temperatura de ardere.

Înainte de a analiza justețea acestui punct de vedere și a consecințelor care decurg din aplicarea lui, trebuie observat că el derivă dintr-o deficiență a tehnicii și nu dintr-o limitare impusă de natură. Nu putem utiliza în toate cazurile energia pe care natura ne-o ține la dispoziție din cauză că nu am găsit încă procedeele potrivite. Termodinamica nu infirmă posibilitatea folosirii integrale a energiei utilizabile chiar cînd au loc procese chimice. Există și realizări în acest sens ca de exemplu pilele electrice, în care energia utilizabilă a reacției chimice este transformată practic integral în energie electrică.

Punctul de vedere exprimat mai sus apare de la început ca dependent de progresele tehnicii. La un anumit grad de dezvoltare a posibilităților tehnice el ar putea fi acceptat în scopul de a reflecta realitatea existentă, dacă într-adevăr pierderea inevitabilă de energie utilizabilă care apare în procesul tehnic de ardere ar fi independentă de modul în care este condusă arderea.

În realitate lucrurile nu se întîmplă astfel și ca urmare acceptarea acestui punct de vedere conduce la concluzii incorecte.

Într-adevăr, pierderea de energie utilizabilă în procesul de ardere este cu atît mai mare cu cît temperatura de ardere este mai mică. La același combustibil temperatura de ardere depinde de excesul de aer folosit. Pierderea de energie utilizabilă nu este o constantă caracteristică procedeului tehnic existent de obținere a lucrului mecanic din energia chimică a combustibilului, ci depinde de modul în care este condus procesul energetic de transformare, în speță de excesul de aer folosit.

Pentru a pune în evidență concluziile incorecte la care poate duce acest punct de vedere, se consideră două instalații termoenergetice care lucrează cu același combustibil, însă cu excese de aer diferite ; prin aceasta și energiile utilizabile ale produselor de ardere vor fi diferite. Să presupunem că partea instalațiilor situată după focar lucrează fără pierderi. Dacă se socotește că energia utilizabilă corespunde produselor de ardere, randamentul energetic al instalațiilor va avea valoarea 1. Instalațiile, care în realitate consumă aceeași cantitate de combustibil dar produc lucruri mecanice diferite, sînt socotite la fel de avantajoase. Acest rezultat este evident lipsit de sens.

În cadrul aceluiași exemplu se mai poate constata că, dacă din punct de vedere termodinamic instalațiile sînt la fel de avantajoase (așa cum a reieșit mai sus), din punct de vedere practic mai avantajoasă este instalația care lucrează cu excesul de aer mai mare, deoarece temperaturile din focar sînt mai mici și prin aceasta durata de exploatare a instalației crește. Se poate trage deci concluzia : o instalație termo-energetică este cu atît mai avantajoasă cu cît temperaturile la care lucrează sînt mai mici ; concluzia este de asemenea neadevărată.

Astfel de rezultate nu s-ar fi putut obține dacă randamentul energetic ar fi fost raportat la energia utilizabilă a substanțelor inițiale.

Se mai pot da și alte exemple.

Să considerăm o instalație termo-energetică la care nu se impun condiții restrictive în privința temperaturii din focar. La un regim de funcționare, randamentul energetic, definit cu ajutorul energiei utilizabile a produselor de ardere, va avea o anumită valoare. Să presupunem că aerul de ardere este preîncălzit cu gazele arse. Prin aceasta compoziția produselor de ardere nu se schimbă, însă temperatura de ardere va crește și ca urmare energia utilizabilă a gazelor arse va fi mai mare. Și lucrul mecanic obținut de la instalație va fi mai mare. Să admitem situația avantajoasă că lucrul mecanic obținut crește în aceeași măsură ca energia utilizabilă a produselor de ardere ; randamentul energetic va fi deci constant. În schimb, dacă aerul este preîncălzit, instalația respectivă este mai scumpă, deoarece este înzestrată cu un recuperator. S-ar putea afirma deci că recuperarea este dezavantajoasă.

Și la instalațiile în care producerea lucrului mecanic are loc în timpul arderii, cum este cazul motoarelor cu ardere internă, raportarea energiei utilizabile la produsele de ardere conduc la rezultate neadevărate. La sfîrșitul arderii, energia utilizabilă a produselor este mult redusă, datorită prestării de lucru mecanic în timpul arderii ; dacă arderea durează mult, se poate întîmpla ca lucrul mecanic obținut de la mașină să fie mai mare ca energia utilizabilă a gazelor arse, ceea ce înseamnă că randamentul energetic va avea o valoare supraunitară.

Alegerea unei situații intermediare a procesului ca origine pentru evaluarea energiei utilizabile prezintă și dezavantajul că introduce complicații la calculul pierderilor care se produc înaintea arderii, ca de exemplu laminarea prealabilă a combustibilului sau a comburantului.

În concluzie, și în procesele de ardere energia utilizabilă trebuie evaluată în raport cu substanțele inițiale.

НЕКОТОРЫЕ ВОПРОСЫ В СВЯЗИ С ИСПОЛЬЗУЕМОЙ ЭНЕРГИЕЙ

КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ

Вначале излагается понятие об используемой энергии и ее практическом значении.

Указывается, что количественный анализ работы теплосиловой установки можно произвести либо при помощи теплового к.п.д., либо энергетического к.п.д., определяемого в соответствии с используемой энергией. В отличие от этого, анализ тепловой установки в целях локализации и раздельной оценки потерь (рассматриваемых в смысле второго начала термодинамики) должен производиться при помощи баланса используемой энергии.

В процессах горения используемая энергия должна оцениваться для исходных веществ. Несмотря на то, что технический процесс горения сопровождается неизбежным снижением используемой энергии, отнесение ее к переходному состоянию процесса, как, например, к продуктам горения, вносит погрешности.

ОБЪЯСНЕНИЕ РИСУНКОВ

Рис. 1. — Механическая диаграмма используемой энергии некоторой системы.
Рис. 2. — Механическая диаграмма используемой энергии при процессе, происходящем с обменом вещества.

QUELQUES PROBLÈMES CONCERNANT L'ÉNERGIE UTILISABLE

RÉSUMÉ

L'auteur fait d'abord un exposé sur l'énergie utilisable et sur son importance pratique.

Il explique que l'analyse qualitative du fonctionnement d'une installation thermoénergétique peut être effectuée soit au moyen du rendement thermique, soit au moyen du rendement énergétique, défini par rapport à l'énergie utilisable. Quant à l'analyse d'une installation thermique en vue de localiser et d'estimer séparément les pertes (considérées du point de vue du second principe de la thermodynamique), elle ne saurait être faite qu'au moyen du bilan de l'énergie utilisable.

Dans les processus de combustion, c'est l'énergie utilisable des substances initiales qu'il faut évaluer. Quoique le processus technique de combustion soit inévitablement accompagné d'une perte d'énergie utilisable, celle-ci ne doit pas être rapportée à l'un des états intermédiaires du processus, comme par exemple aux produits de la combustion, si l'on veut éviter d'introduire des erreurs.

EXPLICATION DES FIGURES

Fig. 1. — Représentation de l'énergie utilisable d'un système sur le diagramme mécanique.

Fig. 2. — Représentation, sur le diagramme mécanique, de l'énergie utilisable dans le cas d'un processus impliquant un échange de substance.

BIBLIOGRAFIE

1. Bosnjakovic Fr., *Technische Thermodynamik*. T. Steinkopff, Dresden, 1948.
2. Carapetiant H. M., *Termodinamica chimică*. Ed. tehnică, Bucureşti, 1953.
3. Laslo H., *Lupta împotriva creşterii entropiei*. Magyar energiagazdaság, *1—2* (1952).
4. Marchal R., *La thermodynamique*. Dunod, Paris, 1956.
5. Schmidt F., *Thermodynamik*. J. Springer, Berlin, 1950.

CALCULUL MĂRIMILOR DE STARE ALE GAZELOR ARSE ÎN CAZUL SUPRAALIMENTĂRII UNUI MOTOR CU ARDERE INTERNĂ FOLOSIND O TURBINĂ ACTIVĂ CU GAZE DE EVACUARE*)

DE

ADRIAN CĂLIN VASILESCU

În motoarele cu ardere internă numai o parte din energia chimică a combustibilului se transformă în lucru mecanic. O bună parte din restul energiei se transmite mediului exterior o dată cu gazele arse ; valoarea acestei energii poate să atingă pentru motoarele cu aprindere prin scînteie 50% şi pentru motoarele cu aprindere prin compresie 40% din căldura dezvoltată în procesul de ardere. Gazele de evacuare au diferite forme de energie : energia cinetică a vînei de gaz în mişcare, energia lor internă (ridicată deoarece gazele au temperatură ridicată) şi în unele cazuri — la motoarele cu aprindere prin scînteie funcţionînd cu dozaje bogate — şi energia lor chimică. Se poate folosi energia gazelor de evacuare destinzîndu-le într-o turbină de gaze. Prezenţa turbinei de gaze creează o contrapresiune pe conducta de evacuare care poate înrăutăţi mult umplerea dacă nu se ia concomitent măsura supraalimentării motorului. Foarte judicioasă apare soluţia în care puterea dezvoltată de turbină este suficientă pentru antrenarea compresorului de supraalimentare. În acest caz, grupul turbină-compresor formează un complex numit turbocompresor. Turbina poate fi de impuls, cu acţiune sau cu reacţiune. De asemenea, presiunea înaintea ajutajelor turbinei poate fi menţinută aproximativ constantă sau poate fi variabilă. Turbina cu acţiune s-a arătat mai avantajoasă decît cea cu reacţiune în cazul folosirii unei turbine cu o singură treaptă. Folosirea unei presiuni variabile înaintea ajutajelor turbinei (aşa cum rezultă din procesul de evacuare a gazelor de la motor) aduce o serie de avantaje legate de nestînjenirea procesului de umplere sau baleaj la motor şi de putere mărită a turbinei.

---

*) Lucrare prezentată la Sesiunea Institutului de energetică din 4 noembrie 1958.

În literatură [1] se cunoaște o metodă de calcul a parametrilor gazelor arse în cazul supraalimentării motorului cu ajutorul unui turbocompresor prevăzut cu o turbină cu acțiune avînd presiunea variabilă înaintea ajutajului. Metoda nu permite să se țină ușor seama de comportarea reală a gazelor.

În articolul de față se prezintă o metodă de calcul simplificată a parametrilor fluidului de lucru, în cazul supraalimentării motorului cu un turbocompresor cu turbină activă de gaze arse folosind presiunea variabilă înaintea ajutajelor turbinei.

Se consideră că motorul și turbina sînt dimensionate ca urmare a unui calcul aproximativ premergător.

În calculul prezentat nu se ține seama de oscilațiile de presiune în conducta de aspirație sau de evacuare. De asemenea, nu se ține seama de variația (în timp și în spațiu) a energiei cinetice a gazelor. Calculele se fac atît în ipoteza gazelor ideale cît și în ipoteza gazelor perfecte. Se analizează cele două cazuri posibile : suprapunerea evacuării a doi cilindri și lipsa de suprapunere a evacuării cilindrilor.

1. În cazul unui motor în 4 timpi, numărul maxim de cilindri ce pot lucra pe același sector de ajutaje al turbinei de gaze, permițînd utilizarea variațiilor de presiune a gazelor arse, este 4 (fig. 1), astfel încît în acest caz,

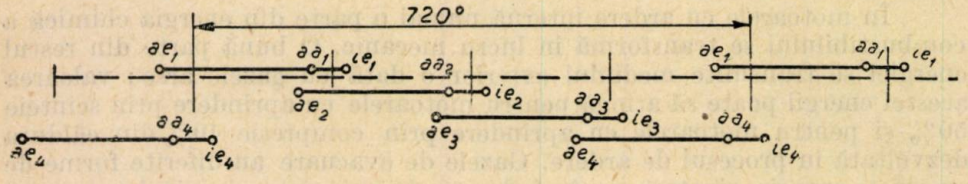


Fig. 1. — Distribuția în cazul în care 4 cilindri sînt conexați la ajutajele unei turbine de gaze ce funcționează cu presiune variabilă a gazelor înaintea sectorului de ajutaje (cilindrii s-au numerotat în ordinea în care are loc procesul de evacuare).

așa cum se vede, există perioade cînd se suprapun în conductă evacuarea a doi cilindri. Se examinează prin urmare cazul general în care doi cilindri evacuează simultan în conducta de evacuare. În stabilirea ecuațiilor se vor folosi următoarele notații :

G_a, G_b, G_d [kg], cantitatea de gaz scursă în unitatea de timp prin supapele a, b, d ;

μ [—] coeficientul de debit ;

f [m²] secțiunea de scurgere (constantă sau variabilă după o lege cunoscută) ;

w $\left[\frac{\text{m}}{\text{s}}\right]$ viteza de scurgere în secțiunea considerată ;

τ [h] timpul ;

Q_2, Q_1, Q $\left[\frac{\text{kcal}}{\text{h}}\right]$ căldura evacuată prin răcire din cilindrul 2, cilindrul 1, și conducta de evacuare ;

F_2, F_1, F [m²] suprafața de schimb de căldură la cilindrul 2, cilindrul 1 și colectorul de evacuare;

k $\left[\frac{\text{kcal}}{\text{m}^2\text{h grd}}\right]$ coeficientul de schimb de căldură;

T_r [°K] temperatura mediului răcitor;

n $\left[\frac{\text{rot}}{\text{min}}\right]$ turația motorului;

θ [grade] numărul de grade cu care se rotește manivela arborelui cotit;

G, G_1, G_2 [kg] cantitatea de gaz ce se află în conductă în cilindrul 1 sau în cilindrul 2 la un anumit moment.

Se folosesc notațiile uzuale pentru:

p $\left[\frac{\text{kgf}}{\text{m}^2}\right]$ presiuni;

v $\left[\frac{\text{m}^3}{\text{kg}}\right]$ volum specific;

V [m³] volumul vaselor (constant sau variabil după o lege cunoscută);

T [°K] temperatură;

U [kcal] energie internă;

i $\left[\frac{\text{kcal}}{\text{kg}}\right]$ entalpie specifică.

Indicii 1 și 2 indică parametrii referitori la cilindrii 1 și 2, indicii a, b, d indică parametrii referitori la supapa de aspirație în cilindrul 1 și de evacuare din cilindrii 1 și 2, indicele k indică mediul exterior și indicele t parametrii măsurați în ajutajul turbinei.

1.1. Ecuațiile generale se stabilesc conform figurii 2 scriindu-se ecuațiile bilanțului energetic și ale cantităților de gaze scurse.

Ecuațiile bilanțului energetic:

pentru cilindrul 1:

$$dU_1 = dG_a i_k - dG_b i_1 + dQ_1 - Ap_1 dV_1; \quad (1)$$

pentru cilindrul 2:

$$dU_2 = -dG_d i_2 + dQ_2 - Ap_2 dV_2; \quad (2)$$

pentru colectorul de evacuare:

$$dU = dG_b i_1 + dG_d i_2 - dG_t i + dQ. \quad (3)$$

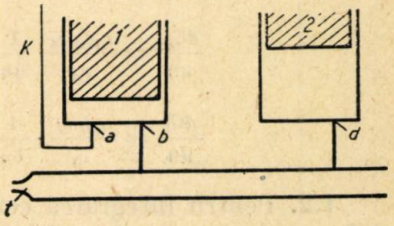


Fig. 2. — Schema generală de calcul în cazul turbinei de gaze arse.

Ecuațiile cantităților de gaze scurse:

pentru supapa de aspirație a cilindrului 1:

$$dG_a = 3\,600 \frac{\mu_a f_a w_a}{v_a} d\tau; \quad (4)$$

pentru supapa de evacuare a cilindrului 1:

$$dG_b = 3\,600 \frac{\mu_b f_b w_b}{v_b} d\tau; \quad (5)$$

pentru supapa de evacuare a cilindrului 2 :

$$dG_d = 3\,600 \frac{\mu_d f_d w_d}{v_d} d\tau ; \tag{6}$$

pentru ajutajele turbinei :

$$dG_t = 3\,600 \frac{\mu_t f_t w_t}{v_t} d\tau. \tag{7}$$

Pentru a putea lega ecuațiile obținute de procesele (periodice) din motor, se împart cu unghiul elementar de rotire al arborelui cotit $d\theta$. Ecuațiile (1)—(7) se transformă astfel în ecuațiile următoare $\left(\text{unde s-a ținut seama că } \frac{d\tau}{d\theta} = \frac{1}{6n\,3\,600}\right)$:

$$\frac{dU_1}{d\theta} = \frac{dG_a}{d\theta} i_k - \frac{dG_b}{d\theta} i_1 + \frac{dQ_1}{d\theta} - Ap_1 \frac{dV_1}{d\theta}, \tag{1'}$$

$$\frac{dU_2}{d\theta} = -\frac{dG_d}{d\theta} i_2 + \frac{dQ_2}{d\theta} - Ap_2 \frac{dV_2}{d\theta}, \tag{2'}$$

$$\frac{dU}{d\theta} = \frac{dG_b}{d\theta} i_1 + \frac{dG_d}{d\theta} i_2 - \frac{dG_t}{d\theta} i + \frac{dQ}{d\theta}, \tag{3'}$$

$$\frac{dG_a}{d\theta} = \frac{\mu_a f_a w_a}{v_a} \cdot \frac{1}{6n}, \tag{4'}$$

$$\frac{dG_b}{d\theta} = \frac{\mu_b f_b w_b}{v_b} \cdot \frac{1}{6n}, \tag{5'}$$

$$\frac{dG_d}{d\theta} = \frac{\mu_d f_d w_d}{v_d} \cdot \frac{1}{6n}, \tag{6'}$$

$$\frac{dG_t}{d\theta} = \frac{\mu_t f_t w_t}{v_t} \cdot \frac{1}{6n}. \tag{7'}$$

1.2. Pentru integrarea ecuațiilor în ipoteza gazelor perfecte se operează o serie de transformări asupra ecuațiilor (1)—(7). Pentru schimbul de căldură se poate scrie

$$\left.\begin{aligned} dQ_1 &= k_1 F_1 (T_{r_1} - T_1)\, d\tau, \\ dQ_2 &= k_2 F_2 (T_{r_2} - T_2)\, d\tau, \\ dQ &= kF (T_r - T)\, d\tau. \end{aligned}\right\} \tag{8}$$

În aceste expresii, coeficientul de schimb de căldură k poate fi calculat ținîndu-se seama de relațiile cunoscute pentru coeficientul de convecție de la gazele arse la perete α_g [2], [3], sau de la perete la mediul răcitor

α_a [4], utilizîndu-se formula pentru un perete plan $k = \frac{1}{\frac{1}{\alpha_g} + \frac{\delta}{\lambda} + \frac{1}{\alpha_a}}$,

unde δ reprezintă grosimea cilindrului şi λ coeficientul de conductibilitate a căldurii prin acesta.

Prin introducerea relaţiilor (4′), (5′), (6′) şi (7′) în (1′), (2′) şi (3′) şi ţinînd seama şi de relaţiile (8), se obţin următoarele ecuaţii :

$$\frac{dU_1}{d\theta} = \frac{\mu_c f_a w_a}{v_a} i_k \frac{1}{6n} - \frac{\mu_b f_b w_b}{v_b} i_1 \frac{1}{6n} + k_1 F_1 (T_{r1} - T_1) \frac{1}{6n\,3\,600} - A p_1 \frac{dV_1}{d\theta}, \quad (9)$$

$$\frac{dU_2}{d\theta} = -\frac{\mu_d f_d w_d}{v_d} i_2 \frac{1}{6n} + k_2 F_2 (T_{r2} - T_2) \frac{1}{6n\,3\,600} - A p_2 \frac{dV_2}{d\theta}, \quad (10)$$

$$\frac{dU}{d\theta} = \frac{\mu_b f_b w_b}{v_b} i_1 \frac{1}{6n} + \frac{\mu_d f_a w_a}{v_d} i_2 \frac{1}{6n} - \frac{\mu_t f_t w_t}{v_t} i \frac{1}{6n} + kF (T_r - T) \frac{1}{6n\,3\,600}, \quad (11)$$

$$\frac{dG_a}{d\theta} = \frac{\mu_a f_a w_a}{v_a} \cdot \frac{1}{6n}, \quad (12)$$

$$\frac{dG_b}{d\theta} = \frac{\mu_b f_b w_b}{v_b} \cdot \frac{1}{6n}, \quad (13)$$

$$\frac{dG_d}{d\theta} = \frac{\mu_d f_d w_d}{v_d} \cdot \frac{1}{6n}, \quad (14)$$

$$\frac{dG_t}{d\theta} = \frac{\mu_t f_t w_t}{v_t} \cdot \frac{1}{6n}. \quad (15)$$

Pentru a se putea integra aceste ecuaţii se foloseşte o metodă grafo-analitică, integrarea făcîndu-se pe intervale finite, cunoscînd tangentele la curba integrală la capetele intervalului.

Ca urmare, expresiile mai capătă un indice numeric în paranteză, care arată punctul unde se calculează tangenta respectivă. Pentru calculul debitului este necesar să se cunoască domeniul de scurgere, deci viteza sunetului, care se determină grafic [5] folosindu-se o axă curbă de valoare $\frac{AR}{2} \varkappa T$ trasată la stînga diagramei $i-s$ (fig. 3). Printr-o construcţie grafică simplă se determină presiunea p_{cr} care asigură viteza sunetului atunci cînd destinderea s-a executat izentropic de la presiunea p' (punctul A).

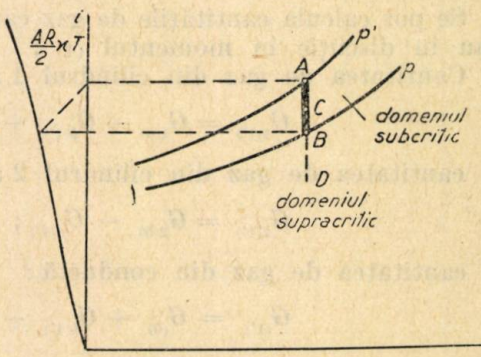


Fig. 3. — Metodă grafică de calcul al presiuni critice la scurgerea izentropică a gazului perfect.

Integrarea ecuațiilor se conduce în diagramele prezentate în figura 4.

Diagramele se împart în diagrame principale: cele care stabilesc variația energiilor interne (U_1, U_2, U) și a cantităților de gaz (G_a, G_b, G_d, G_t) în funcție de grade de manivelă, și diagrame anexe : diagrame $u-T$ care permit să se stabilească temperatura fluidului și $i-s$ care se folosesc la determinarea vitezei de scurgere. Pentru exemplificare se alege un moment cînd sînt deschise simultan toate trei supapele luate în discuție. Se cunosc mărimile de stare $p_{1(0)}\ T_{1(0)}$, $p_{2(0)}\ T_{2(0)}$ ale gazului în cilindrii 1 și 2 precum și $p_{(0)}\ T_{(0)}$ ale gazului în conducta de evacuare înaintea ajutajelor turbinei în momentul (0) de început al calculului. Se cunosc cantitățile $G_{1(0)}\ G_{2(0)}, G_{(0)}$ de gaz în cilindrul 1, în cilindrul 2 și în conductă. Se cunoaște legea după care variază volumul cilindrului 1 și 2 precum și legea de variație a secțiunii supapelor a, b și d. În general, aceste legi se reprezintă grafic, ca și termenul $\frac{dV}{d\theta}$. Se calculează ecuațiile (9)—(15) folosind pentru acest calcul valorile (0) de la începutul intervalului pentru diferitele mărimi. Se observă ușor că valorile astfel calculate reprezintă într-un sistem de axe definit de membrul stîng al ecuațiilor, tangente care se pun în primul interval de la 0 la 1′. La capătul acestui prim interval se poate citi :

în diagrama $U_1 - \theta$, valoarea $U_{1(1')}$ (fig. 4 *a*);
în diagrama $U_2 - \theta$, valoarea $U_{2(1')}$ (fig. 4 *c*);
în diagrama $U - \theta$, valoarea $U_{(1')}$ (fig. 4 *e*);
în diagrama $G_a - \theta$, valoarea $G_{a(1')}$ (fig. 4 *g*);
în diagrama $G_b - \theta$, valoarea $G_{b(1')}$ (fig. 4 *k*);
în diagrama $G_d - \theta$, valoarea $G_{c(1')}$ (fig. 4 *m*);
în diagrama $G_t - \theta$, valoarea $G_{t(1')}$ (fig. 4 *q*).

Se pot calcula cantitățile de gaz care se găsesc în diferitele vase ce se iau în discuție în momentul $(1)'$:

Cantitatea de gaz din cilindrul 1 :

$$G_{1(1')} = G_{1(0)} - G_{b(1')} + G_{a(1')};$$

cantitatea de gaz din cilindrul 2 :

$$G_{2(1')} = G_{2(0)} - G_{d(1')};$$

cantitatea de gaz din conductă :

$$G_{(1')} = G_{(0)} + G_{b(1')} + G_{d(1')} - G_{t(1')}.$$

Temperaturile se determină împărțind energiile interne cu cantitățile respective de gaz și căutînd în diagramele $u-T$ valoarea corespunzătoare a temperaturilor :

în diagrama $u_1 - T$, valoarea temperaturii din cilindrul 1, $T_{1(1')}$ (fig. 4 *b*);

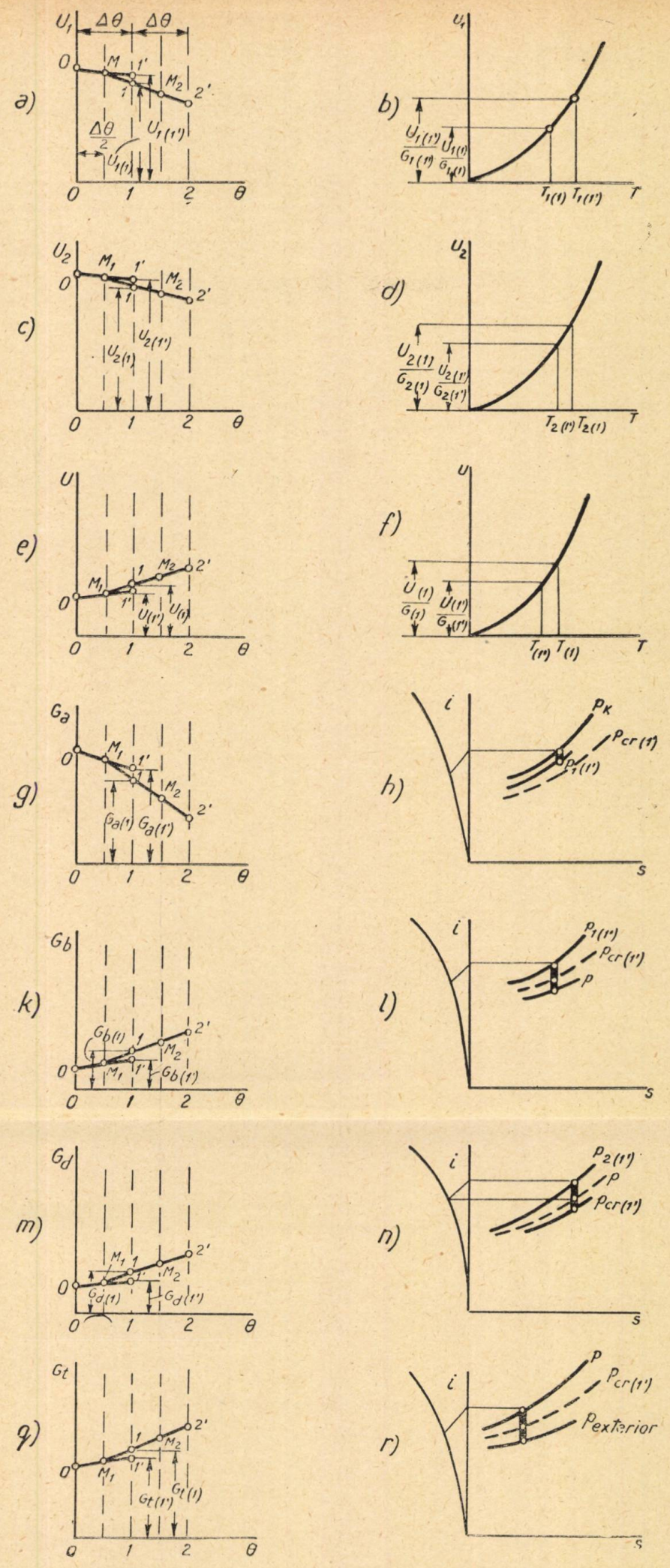
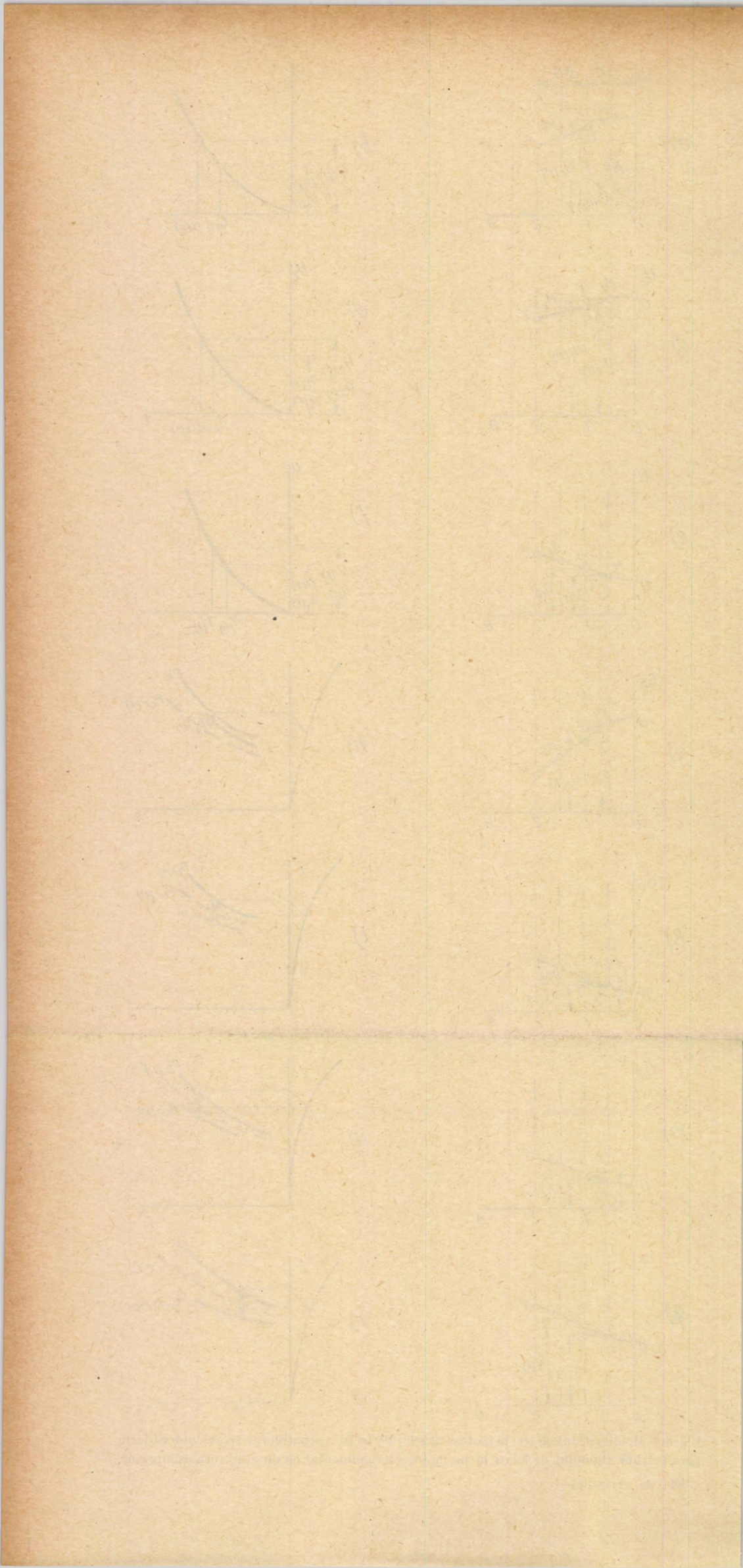


Fig. 4. — Metoda de integrare, în ipoteza gazelor perfecte, a ecuațiilor ce reprezintă variația parametrilor fluidului de lucru la un motor supraalimentat cu un grup turbocompresor.



în diagrama $u_2 - T$ valoarea temperaturii din cilindrul 2, $T_{2(1')}$ (fig. 4 *d*);

în diagrama $u - T$ valoarea temperaturii din conducta de evacuare $T_{(1')}$ (fig. 4*f*).

Cunoscîndu-se temperaturile, cu valoarea volumului mediu pe interval ($V_{1m(01')}$ pentru cilindrul 1, $V_{2m(01')}$ pentru cilindrul 2 și V pentru conductă) se calculează presiunile medii pe interval:

$$p_{1m\,(01')} = \frac{G_{1(1')}\, R_1\, T_{1(1')}}{V_{1m(01')}},$$

$$p_{2m(01')} = \frac{G_{2(1')}\, R_2\, T_{2(1')}}{V_{2m(01')}},$$

$$p_{m(01')} = \frac{G_{(1')}\, R T_{(1')}}{V}.$$

Este necesar să se facă o corecție asupra valorilor calculate; se calculează o nouă tangentă folosind presiunile medii ($p_{1m(01')}$, $p_{2m(01')}$, și $p_{m(01')}$), temperaturile de la sfîrșitul intervalului $T_{1(1')}$, $T_{2(1')}$ și $T_{(1')}$, precum și funcțiile de suprafață și volum medii pe interval. Noua tangentă astfel determinată se trasează din mijlocul M_1 al intervalului. Ea taie sfîrșitul intervalului într-un punct *1* unde se citesc o nouă serie de valori care pot fi considerate ca valorile exacte ale calculului. Presiunile reale se calculează folosindu-se valorile pentru volume măsurate la sfîrșitul intervalului ($V_{1(1)}$, $V_{2(1)}$, V) și cantitățile de gaz reale aflate în diferitele vase:

$$G_{1(1)} = G_{1(0)} - G_{b(1)} + G_{a(1)},$$

$$G_{2(1)} = G_{2(0)} - G_{d(1)},$$

$$G_{(1)} = G_{(0)} + G_{b(1)} + G_{d(1)} - G_{t(1)},$$

cu relațiile

$$p_{1(1)} = \frac{G_{1(1)}\, R_1 T_{1(1)}}{V_{1(1)}},$$

$$p_{2(1)} = \frac{G_{2(1)}\, R_2\, T_{2(1)}}{V_{2(1)}},$$

$$p_{(1)} = \frac{G_{(1)}\, R\, T_{(1)}}{V}.$$

Tangenta astfel construită se prelungește în noul interval $1-2$ determinînd la sfîrșitul acestuia un punct $2'$ unde se fac citirile ce servesc la calculul tangentei corectate și care urmează să se traseze din punctul M_2 de mijloc al intervalului. Diagramele $(i-s)_a$ (fig. 4 *h*), $(i-s)_b$ (fig. 4 *l*), $(i-s)_d$, (fig. 4 *n*) și $(i-s)_t$ (fig. 4 *r*) servesc la calculul vitezei de scurgere a gazului prin supapele *a*, *b* și *d* precum și prin ajutajele *t*.

1.3. Deși studiul făcut în ipoteza gazelor perfecte are avantajul luării în considerație a modului real în care se produce variația căldurilor specifice cu temperatura, el este legat de existența unor diagrame termodinamice ($U-T$ și $i-s$), precum și de imprecizia calculelor grafice făcute în cîmpul unor diagrame prea mici. Din această cauză se prezintă și metoda de calcul în ipoteza gazelor ideale, metodă care nu face apel la diagrame pentru calculul temperaturilor și al vitezelor de scurgere.

Cu notațiile

$$\begin{aligned}
\psi_a &= \sqrt{2g\frac{\varkappa}{\varkappa-1}\left[\left(\frac{p_a}{p_k}\right)^{\frac{2}{\varkappa}}-\left(\frac{p_a}{p_k}\right)^{\frac{\varkappa+1}{\varkappa}}\right]},\\
\psi_b &= \sqrt{2g\frac{\varkappa}{\varkappa-1}\left[\left(\frac{p_b}{p_1}\right)^{\frac{2}{\varkappa}}-\left(\frac{p_b}{p_1}\right)^{\frac{\varkappa+1}{\varkappa}}\right]},\\
\psi_d &= \sqrt{2g\frac{\varkappa}{\varkappa-1}\left[\left(\frac{p_d}{p_2}\right)^{\frac{2}{\varkappa}}-\left(\frac{p_d}{p_2}\right)^{\frac{\varkappa+1}{\varkappa}}\right]},\\
\psi_t &= \sqrt{2g\frac{\varkappa}{\varkappa-1}\left[\left(\frac{p_t}{p}\right)^{\frac{2}{\varkappa}}-\left(\frac{p_t}{p}\right)^{\frac{\varkappa+1}{\varkappa}}\right]}
\end{aligned} \tag{16}$$

și efectuînd unele transformări termodinamice simple, ecuațiile (12)—(15) se scriu

$$\frac{dG_a}{d\theta} = \mu_a f_a \frac{p_k}{\sqrt{RT_k}}\psi_a\frac{1}{6n}, \tag{17}$$

$$\frac{dG_b}{d\theta} = \mu_b f_b \frac{p_1}{\sqrt{RT_1}}\psi_b\frac{1}{6n}, \tag{18}$$

$$\frac{dG_d}{d\theta} = \mu_d f_d \frac{p_2}{\sqrt{RT_2}}\psi_d\frac{1}{6n}, \tag{19}$$

$$\frac{dG_t}{d\theta} = \mu_t f_t \frac{p}{\sqrt{RT}}\psi_t\frac{1}{6n}. \tag{20}$$

De asemenea, după unele transformări simple termodinamice și ținînd seama că

$$\begin{aligned}
dG_1 &= dG_a - dG_b,\\
dG_2 &= -dG_d,\\
dG &= dG_b - dG_a - dG_t,
\end{aligned} \tag{21}$$

ecuațiile (9)—(11) se pot scrie (c_v, R, $\varkappa$ fiind considerați aceiași pentru diferitele gaze care participă)

$$\frac{dT_1}{d\theta} = \frac{\mu_a f_a}{V_1} \cdot \frac{p_k}{p_1} \cdot \frac{RT_1}{\sqrt{RT_k}} (\varkappa T_k - T_1)\, \psi_a \frac{1}{6n} - \frac{\mu_b f_b}{V_1} \sqrt{RT_1}\, (\varkappa - 1)\, T_1 \psi_b \frac{1}{6n} +$$

$$+ \frac{k_1}{c_V} \cdot \frac{F_1}{V_1} \cdot \frac{RT_1}{p_1} (T_{r1} - T_1) \frac{1}{6n\, 3\,600} - A(\varkappa - 1) \frac{1}{V_1} \cdot \frac{dV_1}{d\theta}, \qquad (22)$$

$$\frac{dT_2}{d\theta} = \frac{\mu_d f_d}{V_2} \sqrt{RT_2}\, (1 - \varkappa)\, T_2 \psi_d \frac{1}{6n} +$$

$$+ \frac{k_2}{c_V} \cdot \frac{F_2}{V_2} \cdot \frac{RT_2}{p_2} (T_{r2} - T_2) \frac{1}{6n\, 3\,600} - A(\varkappa - 1) \frac{1}{V_2} \cdot \frac{dV_2}{d\theta}, \qquad (23)$$

$$\frac{dT}{d\theta} = \frac{\mu_b f_b}{V} \cdot \frac{p_1}{p} \cdot \frac{RT}{\sqrt{RT_1}} (\varkappa T_1 - T)\, \psi_b \frac{1}{6n} +$$

$$+ \frac{\mu_d f_d}{V} \cdot \frac{p_2}{p} \cdot \frac{RT}{\sqrt{RT_2}} (\varkappa T_2 - T)\, \psi_d \frac{1}{6n} - \frac{\mu_t f_t}{V} \sqrt{RT}\, (\varkappa - 1)\, T \psi_b \frac{1}{6n} +$$

$$+ \frac{k}{c_V} \cdot \frac{RT}{p} \cdot \frac{F}{V} (T_r - T) \frac{1}{6n\, 3\,600} \cdot \qquad (24)$$

Integrarea ecuațiilor (17)—(20) și (22)—(24) se face simultan după o metodă analoagă aceleia indicată la 1.2 folosindu-se diagramele prezentate în figura 5.

2. Integrarea ecuațiilor de mai sus se realizează în mai multe etape în care se ține seama de caracterul proceselor ce au loc în timpul umplerii sau evacuării cilindrilor.

Calculul se începe în momentul în care începe evacuarea în cilindrul 2 ; se consideră că în conducta de evacuare există presiunea de supraalimentare p_k. Se neglijează procesele de evacuare și de umplere în cilindrul 1 și se execută un prim calcul, ca și cum nu ar exista suprapunerea proceselor de evacuare din doi cilindri. La sfîrșitul calculelor se găsește o valoare a presiunii din conducta de evacuare cu care se reîncepe un calcul corect. În cele ce urmează se prezintă calculul complet urmînd ca elementele calculului aproximativ să fie studiate la calculul proceselor de curgere fără suprapunerea evacuării a doi cilindrii în conductă.

2.1. Faza întîi durează de la deschiderea supapei de evacuare a cilindrului 2 și pînă la deschiderea supapei de aspirație a cilindrului 1. În conductă presiunea are tendința să crească ca urmare a umplerii acesteia

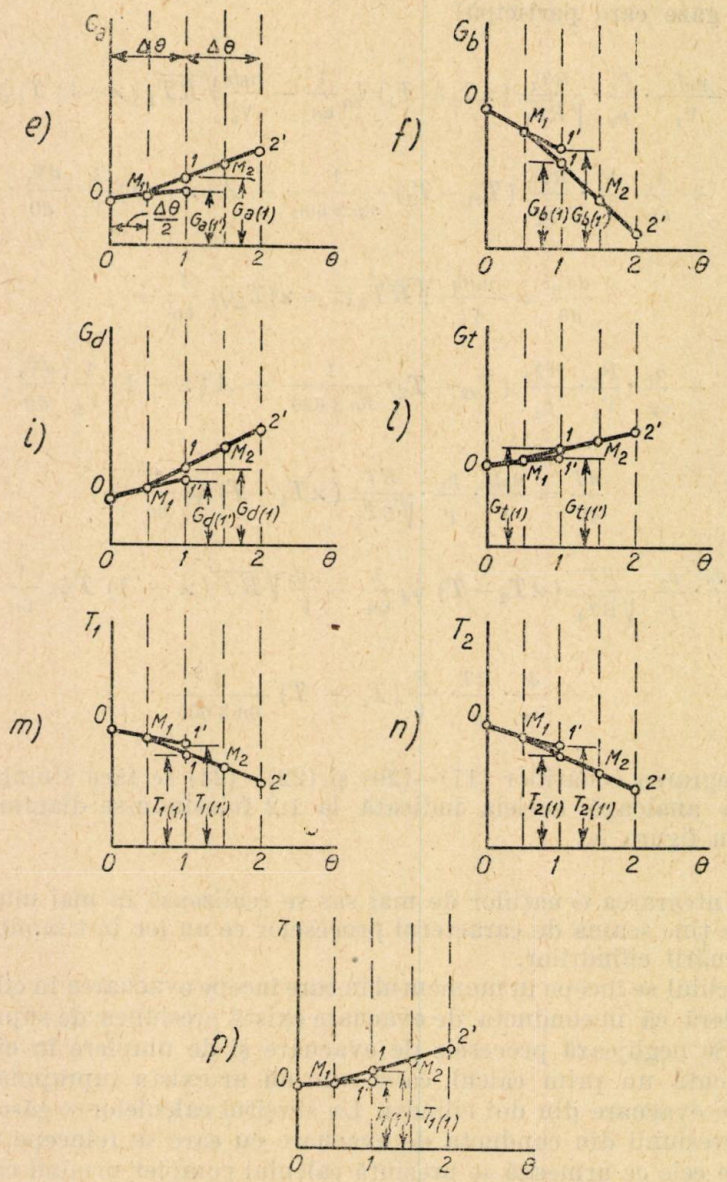


Fig. 5. — Metodă grafică de integrare, în ipoteza gazelor ideale, a ecuațiilor ce reprezintă variația parametrilor fluidului de lucru la un motor supraalimentat cu un grup turbocompresor.

cu cantitățile de gaze ce încep să se scurgă din cilindrul 2. Ecuațiile ce se vor integra vor fi, în ipoteza gazelor perfecte:

$$
\left.
\begin{aligned}
&\frac{dU_1}{d\theta} = -\frac{\mu_b f_b w_b}{v_b} i_1 \frac{1}{6n} + k_1 F_1 (T_{r1} - T_1) \frac{1}{6n\,3\,600} - A p_1 \frac{dV_1}{d\theta},\\
&\frac{dU_2}{d\theta} = -\frac{\mu_a f_a w_a}{v_a} i_2 \frac{1}{6n} + k_2 F_2 (T_{r2} - T_2) \frac{1}{6n\,3\,600} - A p_2 \frac{dV_2}{d\theta},\\
&\frac{dU}{d\theta} = \frac{\mu_b f_b w_b}{v_b} i_1 \frac{1}{6n} + \frac{\mu_a f_a w_a}{v_a} i_2 \frac{1}{6n} - \frac{\mu_t f_t w_t}{v_t} i \frac{1}{6n} + kF (T_r - T) \frac{1}{6n\,3\,600},\\
&\frac{dG_b}{d\theta} = \frac{\mu_b f_b w_b}{v_b} \cdot \frac{1}{6n},\\
&\frac{dG_a}{d\theta} = \frac{\mu_a f_a w_a}{v_a} \cdot \frac{1}{6n},\\
&\frac{dG_t}{d\theta} = \frac{\mu_t f_t w_t}{v_t} \cdot \frac{1}{6n}
\end{aligned}
\right\} \quad (25)
$$

și în ipoteza gazelor ideale

$$
\left.
\begin{aligned}
&\frac{dT_1}{d\theta} = -\frac{\mu_b f_b}{V_1} \sqrt{RT_1} (\varkappa - 1)\, T_1 \psi_b \frac{1}{6n} +\\
&\frac{k_1}{c_V} \cdot \frac{F_1}{V_1} \cdot \frac{RT_1}{p_1} (T_{r1} - T_1) \frac{1}{6n\,3\,600} - A (\varkappa - 1) \frac{1}{V_1} \cdot \frac{dV_1}{d\theta},\\
&\frac{dT_2}{d\theta} = \frac{\mu_a f_a}{V_2} \sqrt{RT_2} (1 - \varkappa)\, T_2 \psi_a \frac{1}{6n} +\\
&+ \frac{k_2}{c_V} \cdot \frac{F_2}{V_2} \cdot \frac{RT_2}{p_2} (T_{r2} - T_2) \frac{1}{6n\,3\,600} - A (\varkappa - 1) \frac{1}{V_2} \cdot \frac{dV_2}{d\theta},\\
&\frac{dT}{d\theta} = \frac{\mu_b f_b}{V} \cdot \frac{p_1}{p} \cdot \frac{RT}{\sqrt{RT_1}} (\varkappa T_1 - T) \psi_b \frac{1}{6n} +\\
&+ \frac{\mu_a f_a}{V} \cdot \frac{p_2}{p} \cdot \frac{RT}{\sqrt{RT_2}} (\varkappa T_2 - T) \psi_a \frac{1}{6n} - \frac{\mu_t f_t}{V} \sqrt{RT} (\varkappa - 1)\, T \psi_b \frac{1}{6n},\\
&\frac{dG_b}{d\theta} = \mu_b f_b \frac{p_1}{\sqrt{RT_1}} \psi_b \frac{1}{6n},\\
&\frac{dG_a}{d\theta} = \mu_a f_a \frac{p_2}{\sqrt{RT_2}} \psi_a \frac{1}{6n},\\
&\frac{dG_t}{d\theta} = \mu_t f_t \frac{p}{\sqrt{RT}} \psi_t \frac{1}{6n}.
\end{aligned}
\right\} \quad (26)
$$

2.2. A doua etapă începe din momentul în care se deschide supapa de aspirație a cilindrului 1 și durează pînă în momentul în care se închide supapa de evacuare a cilindrului 1. În această perioadă se integrează si-

multan ecuațiile (9)—(15) pentru ipoteza gazelor perfecte și (17)—(20) și (22)—(24) pentru ipoteza gazelor ideale. În această perioadă se poate întîmpla ca presiunea din cilindrul 1 să fie mai mare decît presiunea din conducta de aspirație sau mai mică decît presiunea din conducta de evacuare ; în acest caz procesul de scurgere are un caracter invers : gaze arse pătrund în conducta de aspirație și gaze arse pătrund înapoi în cilindrul 2.

Evident că în special ultima situație trebuie înlăturată, luîndu-se măsuri corespunzătoare asupra distribuției.

2.3. Etapa a treia durează de la închiderea supapei de evacuare a cilindrului 1 și pînă cînd presiunea din cilindrul 2 și cea din conducta de evacuare se egalizează ca urmare a scurgerii masive de gaze arse și a faptului că secțiunea supapei de evacuare crește, depășind secțiunea de scurgere a ajutajelor. În această perioadă se integrează simultan ecuațiile (în ipoteza gazelor perfecte),

$$\left.\begin{aligned}
&\frac{dU_2}{d\theta} = -\frac{\mu_d f_d w_d}{v_d} i_2 \frac{1}{6n} + k_2 F_2 (T_{r2} - T_2) \frac{1}{6n\,3\,600} - A p_2 \frac{dV_2}{d\theta}, \\
&\frac{dU}{d\theta} = \frac{\mu_d f_d w_d}{v_d} i_2 \frac{1}{6n} - \frac{\mu_t f_t w_t}{v_t} i \frac{1}{6n} + kF (T_r - T) \frac{1}{6n\,3\,600}, \\
&\frac{dG_d}{d\theta} = \frac{\mu_d f_d w_d}{v_d} \cdot \frac{1}{6n}, \\
&\frac{dG_t}{d\theta} = \frac{\mu_t f_t w_t}{v_t} \cdot \frac{1}{6n}
\end{aligned}\right\} \quad (27)$$

și în ipoteza gazelor ideale

$$\left.\begin{aligned}
&\frac{dT_2}{d\theta} = \frac{\mu_d f_d}{V_2} \sqrt{RT_2} (1 - \varkappa)\, T_2 \psi_d \frac{1}{6n} + \\
&+ \frac{k_2}{c_V} \cdot \frac{F_2}{V_2} \cdot \frac{RT_2}{p_2} (T_{r2} - T_2) \frac{1}{6n\,3\,600} - A (\varkappa - 1) \frac{1}{V_2} \frac{dV_2}{d\theta}, \\
&\frac{dT}{d\theta} = \frac{\mu_d f_d}{V} \cdot \frac{p_2}{p} \cdot \frac{RT}{\sqrt{RT_2}} (\varkappa T_2 - T) \psi_d \frac{1}{6n} - \frac{\mu_t f_t}{V} \sqrt{RT} (\varkappa - 1)\, T \psi_t \frac{1}{6n} + \\
&+ \frac{k}{c_V} \cdot \frac{RT}{p} \cdot \frac{F}{V} (T_r - T) \frac{1}{6n\,3\,600}, \\
&\frac{dG_d}{d\theta} = \mu_b f_b \frac{p_2}{\sqrt{RT_2}} \psi_d \frac{1}{6n}, \\
&\frac{dG_t}{d\theta} = \mu_t f_t \frac{p}{\sqrt{RT}} \psi_t \frac{1}{6n}.
\end{aligned}\right\} \quad (28)$$

2.4. Se ajunge curînd la o situație în care scurgerea în regiunea supapei d încetează ca urmare a diferenței de presiune. Gazele din cilindrul 2 avansează în conducta de evacuare pe măsură ce aceasta se golește. Scur-

gerea din cilindrul 2 nemaifiind violentă (cu viteză mare), nu se mai poate face ipoteza unei amestecări a gazelor din cilindrii și din conductă. Prin urmare, în conducta de evacuare se găsește o regiune care separă gazele fierbinți din cilindru de gazele ceva mai reci din conductă. Etapa a patra durează pînă ce gazele mai calde (cele din cilindru) ajung la ajutajul turbinei. Ecuațiile ce urmează a se integra sînt, în ipoteza gazelor perfecte,

$$\frac{dU_2}{d\theta} = k_2 F_2'(T_{r2} - T_2)\frac{1}{6n\,3600} - Ap_2\frac{1}{V_2'}\cdot\frac{dV_2}{d\theta},$$

$$\frac{dU}{d\theta} = -\frac{\mu_t f_t w_t}{v_t} i\frac{1}{6n} + kF'(T_r - T)\frac{1}{6n\,3600}, \qquad (29)$$

$$\frac{dG_t}{d\theta} = \frac{\mu_t f_t w_t}{v_t}\cdot\frac{1}{6n}$$

și în ipoteza gazelor ideale

$$\frac{dT_2}{d\theta} = \frac{k_2}{c_V}\cdot\frac{F_2'}{V_2'}\cdot\frac{RT_2}{p_2}(T_{r2} - T_2)\frac{1}{6n\,3600} - A(\varkappa - 1)\frac{1}{V_2'}\cdot\frac{dV_2}{d\theta},$$

$$\frac{dT}{d\theta} = -\frac{\mu_t f_t}{V'}\sqrt{RT}(\varkappa - 1)T\psi_t\frac{1}{6n} + \frac{k}{c_V}\cdot\frac{RT}{p}\cdot\frac{F'}{V'}(T_r - T)\frac{1}{6n\,3600},$$

$$\frac{dG_t}{d\theta} = \mu_t f_t\frac{p}{\sqrt{RT}}\psi_t\frac{1}{6n}\cdot \qquad (30)$$

În expresiile (29) și (30) suprafețele F_2' și F' reprezintă suprafețe variabile de schimb de căldură determinate de avansarea gazului mai cald în conducta de evacuare. În această situație se poate face uneori o mică eroare de calcul deoarece temperatura fluidului răcitor poate fi deferită în regiunea cilindrilor și în regiunea conductei de evacuare.

De asemenea, în expresiile (29) și (30) volumele V_2' și V' sînt continuu variabile, ele exprimînd volumul ocupat respectiv de gazul cald (care ocupă cilindrul și o parte din conducta de evacuare) și de gazul mai rece (care ocupă ultima parte a conductei de evacuare). Volumul gazelor din cilindru se calculează cu relația

$$V_2' = \frac{1}{1 + \dfrac{GT}{G_2 T_2}}\,\mathfrak{V}, \qquad (31)$$

unde $\mathfrak{V} = V_2 + V$.

De asemenea, este util să se verifice calculele făcute asupra volumelor cercetîndu-se din cînd în cînd presiunea care trebuie să fie constantă în cele două părți ale sistemului ce se scurge,

$$p = \frac{\dfrac{G_2 RT_2}{\mathfrak{V}}}{1 + \dfrac{GT}{G_2 T_2}}\cdot \qquad (32)$$

2.5. Etapa a cincea durează din momentul în care conducta de evacuare s-a golit de gazele mai reci și pînă cînd se deschide supapa de evacuare a cilindrului 3. În acest caz nu există decît un singur fluid care se scurge : gazele din cilindrul 2. Procesul de scurgere este determinat de secțiunea cea mai îngustă, care poate fi atît la ajutaje cît și la supapă. În ipoteza că secțiunea de scurgere cea mai îngustă este la ajutaje, ecuațiile de scurgere, în ipoteza gazelor perfecte, vor avea forma

$$\left.\begin{aligned} \frac{dU_2}{d\theta} &= [k_2 F_2 (T_{r2} - T_2) + kF(T_r - T_2)] \frac{1}{6n\,3600} - Ap_2 \frac{1}{\varphi} \frac{dV_2}{d\theta} - \\ &\quad - \frac{\mu_t f_t w_t}{v_t} i \frac{1}{6n}, \\ \frac{dG_t}{d\theta} &= \frac{\mu_t f_t w_t}{v_t} \cdot \frac{1}{6n} \end{aligned}\right\} \tag{33}$$

iar în ipoteza gazelor ideale

$$\left.\begin{aligned} \frac{dT_2}{d\theta} &= \left[k_2 \frac{R}{c_V} \cdot \frac{T_2}{p} \cdot \frac{F_2}{\varphi} (T_{r2} - T_2) + k \frac{R}{c_V} \cdot \frac{T_2}{p} \cdot \frac{F}{\varphi} (T_r - T_2) \right] \frac{1}{6n\,3600} - \\ &\quad - (\varkappa - 1) T_2 \frac{1}{\varphi} \frac{dV_2}{d\theta} - \mu_b (\varkappa - 1) T_2 \frac{fd}{\varphi} \psi \sqrt{RT_2} \frac{1}{6n}, \\ \frac{dG_t}{d\theta} &= \mu_t f_t \frac{p}{\sqrt{RT}} \psi_t \frac{1}{6n} \cdot \end{aligned}\right\} \tag{34}$$

3. În unele cazuri nu se realizează suprapunerea evacuării cilindrilor sau această suprapunere nu se ia în considerație. În acest caz apar unele sumare deosebiri față de calculul prezentat.

3.1. Astfel în calcule dispare etapa a doua și etapa a treia se simplifică în sensul că dispare procesul de evacuare din cilindrul 2. În schimb apare o nouă etapă de calcul. Noua etapă de calcul începe din momentul închiderii supapei de evacuare a cilindrului studiat și durează pînă la golirea conductei de evacuare sau la deschiderea supapei de evacuare a unui nou cilindru. Ecuațiile ce urmează a fi integrate sînt, în ipoteza gazelor perfecte,

$$\left.\begin{aligned} \frac{dU}{d\theta} &= -\frac{\mu_t f_t w_t}{v_t} i \frac{1}{6n} + kF(T_r - T) \frac{1}{6n\,3600}, \\ \frac{dG_t}{d\theta} &= \frac{\mu_t f_t w_t}{v_t} \cdot \frac{1}{6n} \end{aligned}\right\} \tag{35}$$

și în ipoteza gazelor ideale

$$\left.\begin{aligned} \frac{dT}{d\theta} &= -\frac{\mu_t f_t}{V} \sqrt{RT} (\varkappa - 1) T \psi_b \frac{1}{6n} + \frac{k}{c_V} \cdot \frac{RT}{p} \cdot \frac{F}{V} (T_r - T) \frac{1}{6n\,3600}, \\ \frac{dG_t}{d\theta} &= \mu_t f_t \frac{p}{\sqrt{RT}} \psi_t \frac{1}{6n} \cdot \end{aligned}\right\} \tag{36}$$

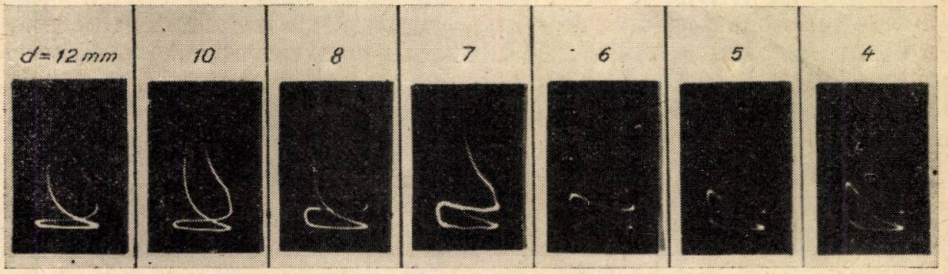


Fig. 6. — Diagramele de pompaj pentru diferite ajutaje studiate.

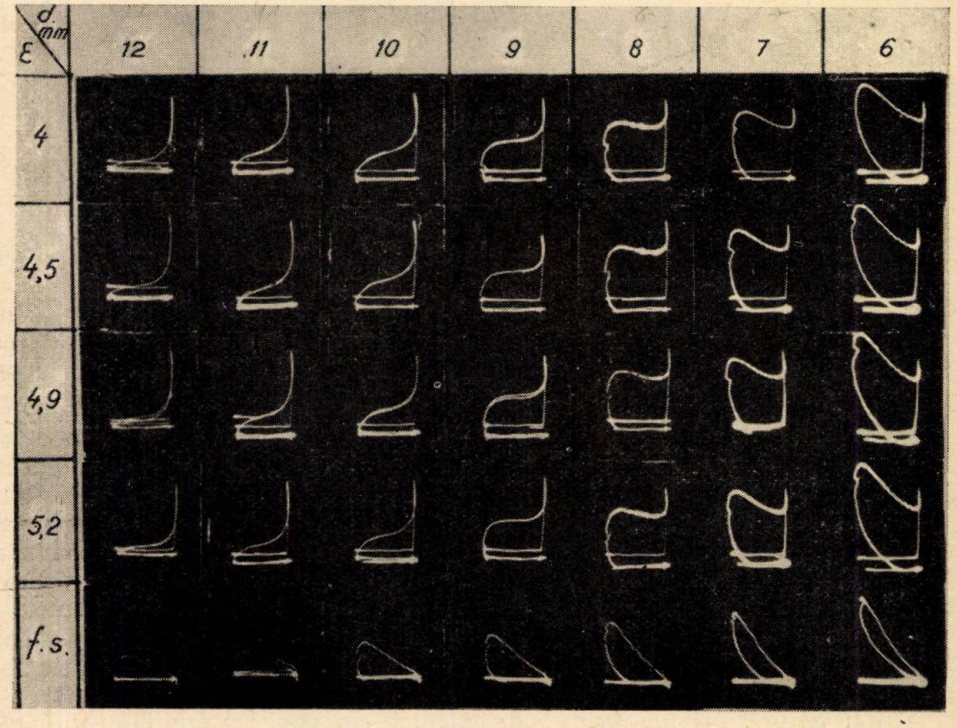


Fig. 7. — Diagramele variației presiunii gazelor arse înaintea ajutajului (parametrii: raportul volumetric de compresie ε și diametrul ajutajului d; f.s. = în ciclul motorului nu s-a realizat aprinderea.

3.2. S-au făcut o serie de experimentări cu un motor monocilindric nesupraalimentat prevăzut cu un ajutaj pe conducta de evacuare. Experimentările au avut între altele drept scop să stabilească modul cum influențează mărimea secțiunii de scurgere procesul de umplere al motorului. În figura 6 se indică diagramele de pompaj luate pentru diferite diametre minime (de la 4—12 mm) ale ajutajului utilizat. Se constată ușor că de la un diametru d=10 mm influența contrapresiunii realizată de prezența ajutajului devine vizibilă iar la un diametru d = 7 mm ea devine intole-

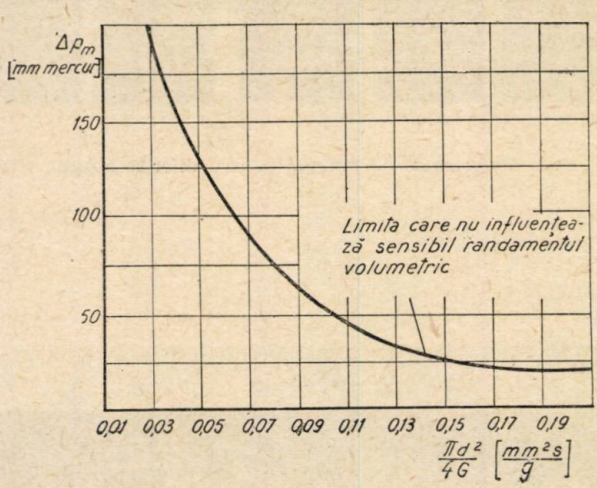


Fig. 8. — Variația contrapresiunii medii Δ_{p_m} [mm mercur] în conducta de evacuare înaintea ajutajului (față de presiunea de aspirație) în funcție de raportul dintre secțiunea ajutajului și debitul scurs $\frac{\pi d^2}{4G}\left[\frac{\text{mm}^2\, s}{\text{g}}\right]$.

rabilă. Același lucru apare în diagramele din figura 7, unde se indică modul în care variază contrapresiunea înaintea ajutajului studiat experimental. De la ajutajul d = 8 mm la sfîrșitul evacuării se remarcă un vîrf puternic de presiune în conductă, care periclitează umplerea motorului. În aceeași figură se indică în ultimul rînd modul cum variază presiunea în conductă în cazul în care ciclul funcționează fără aprindere. Instructivă este diagrama din figura 8 care arată, în funcție de raportul dintre secțiunea ajutajului și debitul scurs, valoarea contrapresiunii medii (față de presiunea de aspirație) realizată în conducta de evacuare. S-a indicat cu o linie mărimea admisibilă a contrapresiunii pentru ca randamentul volumetric să nu fie micșorat. Raportul dintre valoarea contrapresiunii în acest caz și presiunea de aspirație este 1,11, valoare uzuală în calculele de turbocompresoare.

3.3. Se prezintă un exemplu de calcul al variației presiunii în conducta de evacuare și în cilindru pentru un motor monocilindric nesupraalimentat avînd un ajutaj pe conducta de evacuare. Datele de bază sînt :

— cursa pistonului s = 115 mm ;

— diametrul cilindrului $D = 85$ mm;
— turația motorului $n = 900 \frac{\text{rot}}{\text{min}}$;
— cilindreea $V_p = 0{,}653$ l;
— raportul de compresie $\varepsilon = 4{,}9$;
— raportul dintre lungimea bielei și raza manivelei 4,5;
— debitul de aer $G_a = 3{,}08 \frac{\text{g}}{\text{s}}$;
— debitul de combustibil $G_c = 0{,}213 \frac{\text{g}}{\text{s}}$;
— dozajul $\delta = 0{,}0692$;
— diametrul minim al ajutajului $d = 9$ mm;
— lungimea conductei de evacuare $l = 310$ mm;
— diametrul exterior al conductei de evacuare $d_{ex} = 40$ mm;
— diametrul interior al conductei $d_{in} = 34$ mm;
— *ae* 40 grade;
— *i e* 15 grade (fără suprapunerea fazelor de distribuție);
— motor monocilindric, nesupraalimentat în 4 timpi.

Se calculează și se reprezintă într-o diagramă legea de ridicare a supapei de evacuare și secțiunea sa de scurgere (fig.9). Se constată că tot timpul secțiunea de scurgere la supapă este mai mare decît secțiunea ajutajului.

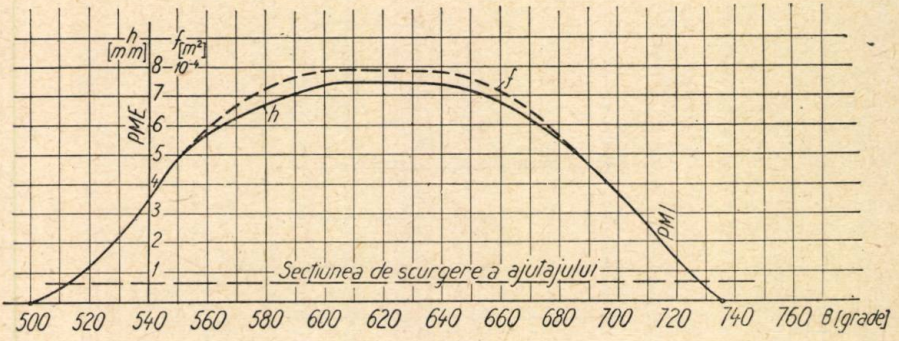


Fig. 9. — Ridicarea h a supapei de evacuare și secțiunea de scurgere f în funcție de unghiul de manivelă θ.

Se calculează și se desenează apoi funcțiile ajutătoare pentru calcul (fig. 10). Integrarea s-a făcut în ipoteza gazelor ideale, luîndu-se în plus următoarele valori:

$$R = 29{,}27 \frac{\text{kgm}}{\text{kg °K}},$$
$$\varkappa = 1{,}40,$$
$$T_{r1} = 373 \text{ °K},$$
$$T_r = 293 \text{ °K},$$
$$\mu = 0{,}9.$$

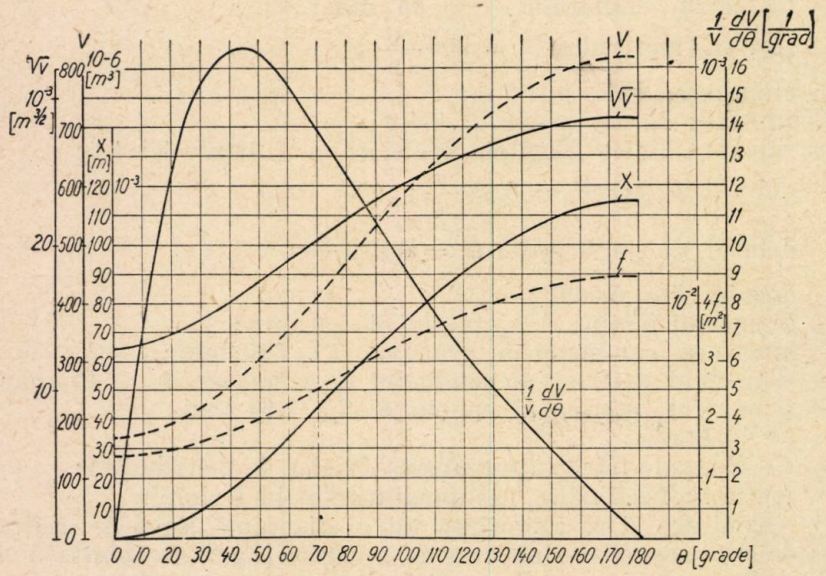


Fig. 10. — Funcțiile ajutătoare necesare pentru integrarea grafică (V — volumul cilindrului, x — cursa pistonului, f — suprafața de schimb de căldură în cilindru).

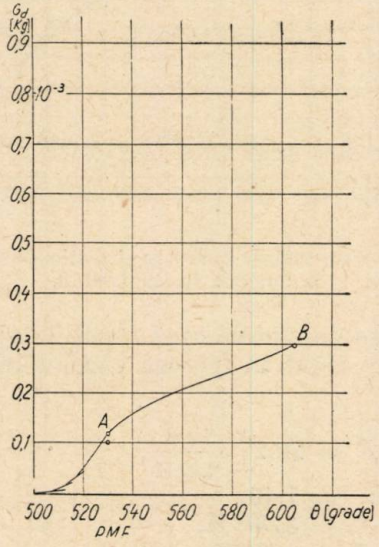


Fig. 11. — Diagrama G_d — θ pentru calculul scurgerii în regim nepermanent.

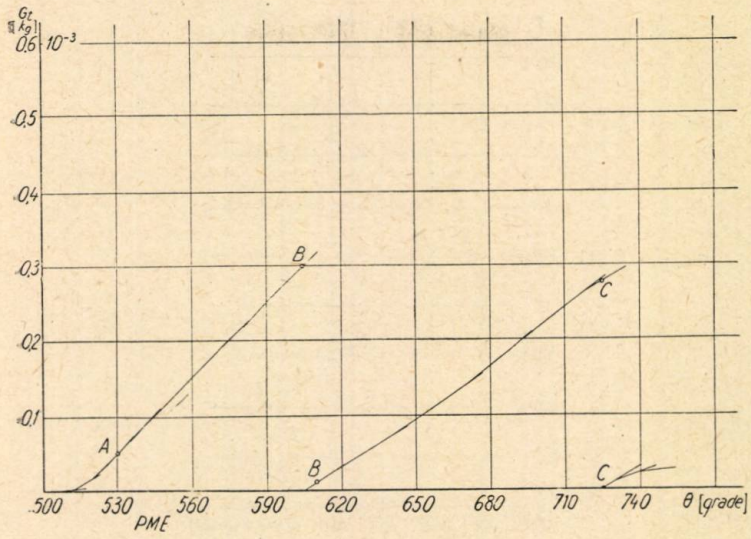


Fig. 12. — Diagrama G_t — θ pentru calculul scurgerii în regim nepermanent.

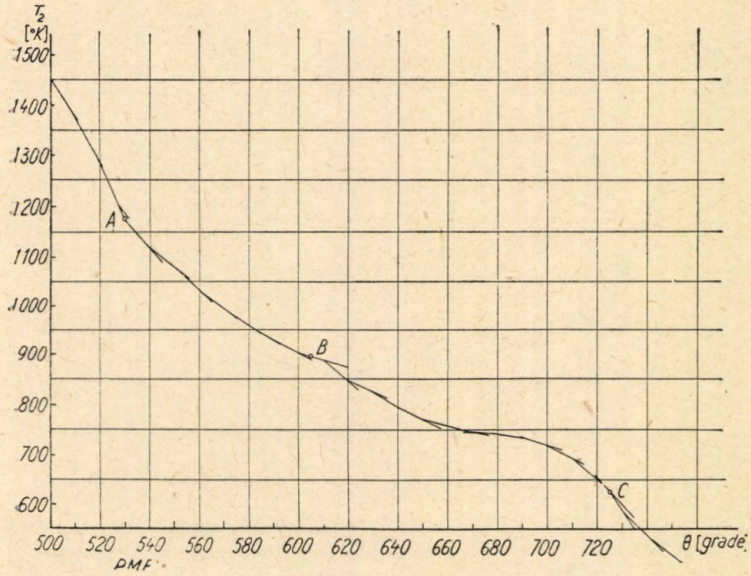


Fig. 13. — Diagrama T_2 — θ pentru calculul scurgerii în regim nepermanent.

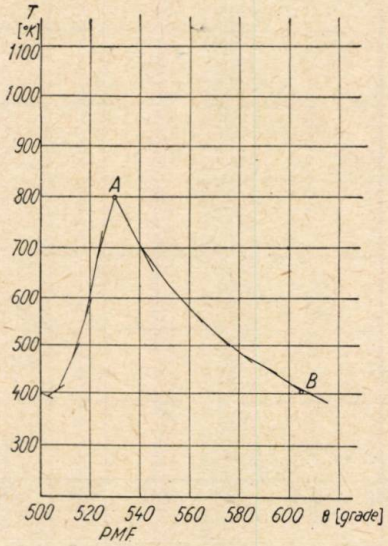


Fig. 14. — Diagrama $T - \theta$ pentru calculul scurgerii în regim nepermanent.

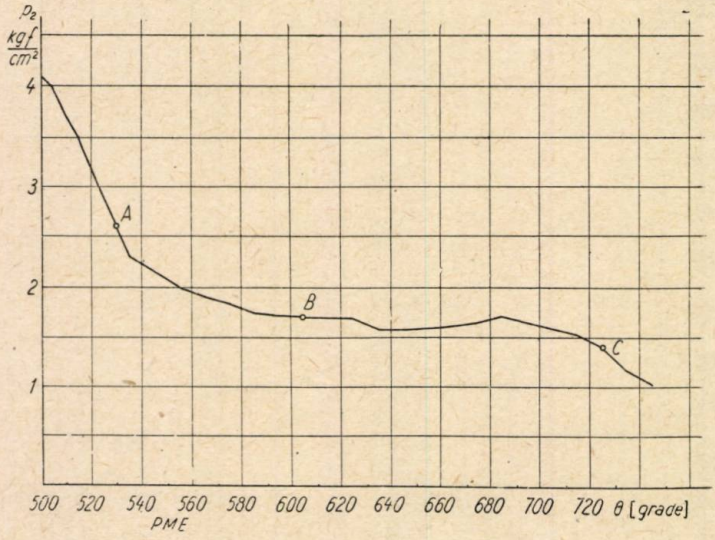


Fig. 15. — Diagrama variației presiunii p_2 în cilindru în funcție de unghiul θ de rotație a arborelui cotit.

Integrarea se poartă simultan în cele patru diagrame (fiind vorba de un singur cilindru fără suprapunerea fazelor de distribuție în ipoteza gazelor ideale) $G_a - \theta$ (fig. 11), $G_t - \theta$ (fig. 12), $T_2 - \theta$ (fig. 13) și $T - \theta$ (fig. 14).

Pe fiecare diagramă s-au notat :

A — momentul cînd gazele din cilindru ajung să aibă aceeași presiune cu gazele din conductă ;

B — momentul cînd gazele calde (care au ocupat anterior cilindrul) ajung la ajutaj ;

C — momentul cînd se închide supapa de evacuare.

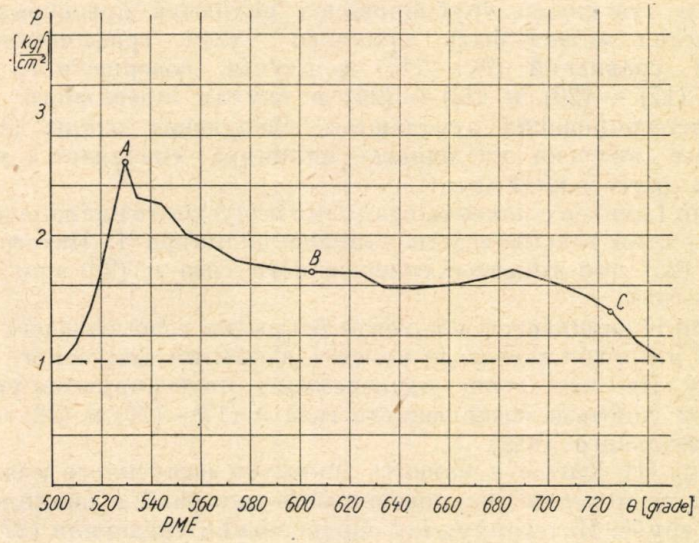


Fig. 16. — Diagrama variației presiunii p în conducta de evacuare în funcție de unghiul θ de rotație a arborelui cotit.

Asupra acestor diagrame trebuie să se facă cîteva observații : curba $G_a = f(\theta)$ nu se poate construi direct decît pînă în punctul *A*, deoarece în acel moment încetează valabilitatea ecuației integrate. S-a construit totuși mai departe curba (pînă ce întreg gazul din 2 ocupă conducta), adică pînă în punctul *B*, ținînd seama că tot ce este în afara volumului cilindrului este gaz scurs prin supapa *d* ; presiunea fiind constantă, cantitatea de gaz este proporțională cu volumul și deci ușor de calculat.

Diagrama $G_t = f(\theta)$ s-a trasat separat pentru etapele a treia și a patra și separat pentru etapa a cincea și etapa în care se consideră golirea conductei de gazele arse. Acest lucru a fost necesar pentru că în etapa a cincea se scurge prin ajutajul *t* gazul din 2, iar în ultima etapă cantitatea totală de gaz care intră în joc se modifică.

Cu valorile exacte calculate pentru presiune s-a desenat modul de variație a presiunii în cilindru $p_2 = f(\theta)$ (fig. 15) și modul de variație a presiunii în conducta de evacuare $p = f(\theta)$ (fig. 16). Se constată coincidența între forma diagramei obținută prin calcul și valorile ridicate la motor.

РАСЧЕТ ВЕЛИЧИН СОСТОЯНИЯ ВЫХЛОПНЫХ ГАЗОВ В СЛУЧАЕ УСИЛЕННОГО ПИТАНИЯ ДВИГАТЕЛЯ ВНУТРЕННЕГО СГОРАНИЯ, ОСНАЩЕННОГО АКТИВНОЙ ТУРБИНОЙ, ИСПОЛЬЗУЮЩЕЙ ВЫХЛОПНЫЕ ГАЗЫ

КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ

Приводится метод расчета параметров рабочей жидкости в двигателе и турбине с предположением, что колебания газовой массы во всасывающем и отводящем трубопроводах являются пренебрежительно малыми; метод может быть применен путем графического интегрирования уравнений (9) — (15) в случае совершенного газа и уравнений (17) — (20) и (22) — (24) в случае идеального газа. В процессе интегрирования отмечаются следующие этапы (в случае если момент выпуска из одного цилиндра совпадает с моментом всасывания другого цилиндра):

— Этап I длится с момента открытия выпускного клапана цилиндра 2 и до открытия всасывающего клапана цилиндра 1. Интегрируются уравнения (25) при гипотезе совершенного газа и (26) при гипотезе идеального газа;

— Этап II начинается с момента открытия всасывающего клапана цилиндра 1 и продолжается до момента закрытия выпускного клапана цилиндра 1. На этом этапе одновременно интегрируются уравнения (9)—(15) при гипотезе совершенного газа и (17)—(20) и (22)—(24) при гипотезе идеального газа;

— Этап III длится с момента закрытия выпускного клапана цилиндра 1 и до момента уравновешивания давлений в цилиндре 2 и в выхлопной трубе. Интегрируются одновременно уравнения (27) при гипотезе совершенного газа и уравнения (28) при гипотезе идеального газа.

— Этап IV длится с момента прекращения течения, происходящего вследствие перепада давления в области клапана, и до момента, когда газы из цилиндра доходят до сопла турбины. В этом этапе одновременно интегрируются выражения (29) при гипотезе совершенных газов и (30) при гипотезе идеальных газов.

— Этап V длится с момента высвобождения выпускной трубы от остывших газов и до момента открытия выпускного клапана другого цилиндра. Интегрируются одновременно уравнения (33) при гипотезе совершенных газов и (34) при гипотезе идеальных газов.

Рассматривается также и случай, когда сопла турбины связаны лишь с одним цилиндром.

В работе дается пример расчета.

ОБЪЯСНЕНИЕ РИСУНКОВ

Рис. 1. — Распределение в случае подключения четырех цилиндров к соплам газовой турбины, работающей с переменным давлением газов перед соплами (цилиндры пронумерованы в порядке хода процесса выпуска).

Рис. 2. — Общая расчетная схема в случае турбины, работающей на выхлопных газах.

Рис. 3. — Графический метод расчета критического давления при изотропном течении совершенного газа.

Рис. 4. — Метод интегрирования уравнений, представляющих изменение параметров рабочей жидкости в усиленно питаемом двигателе, оснащенном турбокомпрессорным агрегатом, при гипотезе совершенных газов.

Рис. 5. — Графический метод интегрирования уравнений, представляющих изменение параметров рабочей жидкости в усиленно питаемом двигателе оснащенном турбокомпрессорным агрегатом, при гипотезе идеальных газов.

Рис. 6. — Диаграммы нагнетания для некоторых исследованных сопел.

Рис. 7. — Диаграммы изменения давления выхлопных газов перед соплом (параметры: емкостное соотношение сжатия ε и диаметра сопла d; *f.s.* — в цикле работы двигателя зажигания не получено.

Рис. 8. — Изменение среднего сжатия Δ_{p_m} (в мм рт. ст.) в выпускном трубопроводе перед соплом (относительно давления всасывания) в зависимости от соотношения между площадью сечения сопла и расходом протекающего газа $\frac{\pi d^2}{4G}\left(\frac{mm^2 s}{g}\right)$.

Рис. 9. — Подъем h выпускного клапана и площадь сечения трубки тока f в зависимости от угла θ установки кривошипа.

Рис. 10. — Необходимые для графического интегрирования вспомогательные функции (V— объем цилиндра, x — ход поршня, f — площадь теплообмена в цилиндре.

Рис. 11. — Диаграмма $G_d - \theta$ для расчета течения при неустановившемся режиме.

Рис. 12. — Диаграмма $G_t - \theta$ для расчета течения при неустановившемся режиме.

Рис. 13. — Диаграмма $T_2 - \theta$ для расчета течения при неустановившемся режиме.

Рис. 14. — Диаграмма $T - \theta$ для расчета течения при неустановившемся режиме,

Рис. 15. — Диаграмма изменения давления p_2 в цилиндре, в зависимости от угла θ поворота коленчатого вала.

Рис. 16. — Диаграмма изменения давления p в выпускном трубопроводе в зависимости от угла θ поворота коленчатого вала.

CALCUL DES GRANDEURS D'ÉTAT DES GAZ BRÛLÉS DANS LE CAS DE LA SURALIMENTATION D'UN MOTEUR À COMBUSTION INTERNE EN UTILISANT UNE TURBINE ACTIVE À GAZ D'ÉCHAPPEMENT

RÉSUMÉ

L'auteur présente une méthode de calcul des paramètres du fluide de travail dans le moteur et dans la turbine, dans l'hypothèse où l'on néglige les vibrations de la masse de gaz dans les collecteurs d'aspiration et d'échappement ; la méthode peut être appliquée par intégration graphique des équations (9) à (15) dans l'hypothèse des gaz parfaits et par celle des équations (17) à (20) et (22) à (24), dans l'hypothèse des gaz idéaux. Dans le processus d'intégration, on considère les étapes suivantes (au cas où l'échappement d'un des cylindres se superpose à l'aspiration dans l'autre cylindre).

— La première étape dure depuis l'ouverture de la soupape d'échappement du cylindre 2 jusqu'à l'ouverture de la soupape d'aspiration du cylindre 1. On intègre les équations (25) dans l'hypothèse des gaz parfaits et (26) dans l'hypothèse des gaz idéaux.

— La deuxième étape commence au moment où s'ouvre la soupape d'aspiration du cylindre 1 et dure jusqu'au moment où se ferme la soupape d'échappement du cylindre 1. A cette étape on intègre simultanément les équations (9) à (15) dans l'hypothèse des gaz parfaits et (17) à (20) et (22) à (24), dans l'hypothèse des gaz idéaux.

— La troisième étape dure depuis l'ouverture de la soupape d'echappement du cylindre 1, jusqu'à ce que les pressions dans le cylindre 2 et dans le collecteur d'échappement s'égalisent. On intègre simultanément les équations (27) dans l'hypothèse des gaz parfaits et (28) dans celle des gaz idéaux.

— La quatrième étape dure depuis le moment où cesse l'écoulement dû à la différence de pression dans la région de la soupape jusqu'à ce que les gaz dans le cylindre arrivent à l'ajutage de la turbine. A cette étape on intègre simultanément l'équation (29) dans l'hypothèse des gaz parfaits et l'équation (30) dans celle des gaz idéaux.

— La cinquième étape dure depuis le moment où le collecteur d'échappement s'est vidé des gaz plus froids jusqu'à ce que s'ouvre la soupape d'échappement d'un autre cylindre. Durant cette période, on intègre simultanément les équations (33), dans l'hypothèse des gaz parfaits, et (34) dans celle des gaz idéaux.

On analyse en outre le cas où les ajutages de la turbine sont reliés à un seul cylindre.

Un exemple de calcul complète le travail.

EXPLICATION DES FIGURES

Fig. 1. — Distribution dans le cas où 4 cylindres sont connectés aux ajutages d'une turbine à gaz fonctionnant sous pression variable (des gaz) avant la région des ajutages (les cylindres sont numérotés dans l'ordre du processus d'évacuation).

Fig. 2. — Schéma général de calcul dans le cas de la turbine à gaz brûlés.

Fig. 3. — Méthode graphique de calcul de la pression critique dans l'écoulement isentropique du gaz parfait.

Fig. 4. — Méthode d'intégration, dans l'hypothèse des gaz parfaits, des équations représentant la variation des paramètres du fluide de travail, pour un moteur suralimenté par un groupe turbocompresseur.

Fig. 5. — Méthode graphique d'intégration, dans l'hypothèse des gaz idéaux, des équations représentant la variation des paramètres du fluide de travail d'un moteur suralimenté par un groupe turbocompresseur.

Fig. 6. — Diagrammes de pompage des divers ajutages étudiés.

Fig. 7. — Diagrammes de la variation de pression des gaz brûlés, avant l'ajutage (rapport volumétrique de compression ε et diamètre d de l'ajutage; *f.s.*: dans le cycle du moteur l'allumage ne s'est pas produit).

Fig. 8. — Variation de la contre-pression moyenne Δ_{p_m} (en mm Hg) dans le collecteur d'échappement avant l'ajutage (par rapport à la pression d'aspiration) en fonction du rapport entre la section de l'ajutage et le débit écoulé $\frac{\pi d^2}{4G}\left(\text{en } \frac{\text{mm}^2\,\text{s}}{\text{g}}\right)$.

Fig. 9. — Le soulèvement h de la soupape d'évacuation et la section d'écoulement f en fonction de l'angle de la manivelle θ.

Fig. 10.—Fonctions auxiliaires nécessaires à l'intégration graphique (V étant le volume du cylindre, x, la course du piston et f, la superficie d'échange de chaleur dans le cylindre).

Fig. 11. — Diagramme G_d — θ pour le calcul de l'écoulement en régime non permanent.

Fig. 12. — Diagramme G_t — θ pour le calcul de l'écoulement en régime non permanent.

Fig. 13. — Diagramme T_2 — θ pour le calcul de l'écoulement en régime non permanent.

Fig. 14. — Diagramme T — θ pour le calcul de l'écoulement en régime non permanent.

Fig. 15. — Diagramme de la variation de pression p_2 dans le cylindre en fonction de l'angle θ de rotation du vilebrequin.

Fig. 16. — Diagramme de la variation de pression p dans le collecteur d'échappement en fonction de l'angle θ de rotation du villebrequin.

BIBLIOGRAFIE

1. И. М. Глаголев, *Рабочие процессы двигателей внутреннего сгорания.* Машгиз, Москва, 1950.
2. A. Herzfeld, *Der Wärmeübergang und die thermodynamische Berechnung der Leistung bei Verpuffungsmaschinen insbesondere bei Kraftfahrzeugmotoren.* Springer, Berlin, 1925.
3. Abbdu Ibrahim, *Stationäre Messung des Wärmeüberganges in einem Verbrennungsmotor*, Mitt. ETH, Zürich, 1947.
4. N. Iakovleff, *Eléments de la théorie des moteurs à combustion interne.* Eyrolles, Paris, 1947.
5. G. Bărănescu, *O metodă generală de calcul al parametrilor termodinamici în procesele de scurgere a gazelor în regim variabil.* Studii şi cercetări de energetică, V, *1—2*, 7, (1955).

CERCETĂRI PRIVIND FOLOSIREA RAȚIONALĂ A HUILELOR DE GAZ LUPENI, URICANI ȘI VULCAN PENTRU OBȚINEREA COCSULUI METALURGIC

I. REZISTENȚA LA SFĂRÎMARE A HUILELOR DE GAZ LUPENI, URICANI ȘI VULCAN *)

DE

I. BLUM, FR. BOLCHI și I. NISTOR

În ultimii ani, literatura de specialitate a marcat o intensă preocupare pentru îmbunătățirea calității cocsului, printr-o măcinare adecvată a cărbunilor.

Calitatea cocsului, în funcție de gradul de măcinare al cărbunilor, poate varia mult. Astfel, la trecerea de la măcinarea brută, la măcinarea mai fină, proprietățile cocsului se îmbunătățesc datorită măririi suprafeței de contact între granule, ca rezultat al apropierii viscozității de punctul optim. Dar, printr-o măcinare prea fină, suprafața totală și viscozitatea cresc atît de mult, încît în fază plastică are loc o omogeneizare insuficientă, ceea ce duce la micșorarea rezistenței mecanice a cocsului. De aceea, gradul optim de măcinare, care să asigure rezistența maximă a cocsului, este în funcție de proprietățile de aglutinare ale fiecărui cărbune [1].

În procesul de măcinare este necesar ca energia de sfărîmare să învingă coeziunea intermoleculară ; în cazul diverșilor cărbuni care compun șarja de cocsificare, coeziunile lor intermoleculare sînt diferite și depind de gradul lor de metamorfism și de compoziția petrografică. Aceste considerente au constituit premisele de la care s-a plecat pentru obținerea unui cocs de calitate din cărbuni cu slabe însușiri de cocsificare [1].

O dată procesul tehnologic stabilit, se obțin o serie de avantaje, dintre care cel mai prețios este omogeneitatea structurii cocsului [2].

---

*) Lucrare prezentată la Sesiunea științifică de comunicări a Institutului de energetică din 18—19 aprilie 1958

Omogeneitatea poate fi obţinută prin folosirea unui amestec omogen de cărbuni atît în ansamblu, cît şi pe fiecare fracţiune granulometrică.

Un al doilea principiu al obţinerii unei structuri omogene îl constituie introducerea în şarja de cocsificare a constituienţilor infuzibili, la o granulaţie redusă, pentru a putea fi înglobaţi uniform în masa de cocs.

Măcinarea simplă pentru cărbuni diferiţi nu poate asigura respectarea acestui principiu al omogeneităţii, din cauza diversităţii claselor granulometrice, durităţii diferite a cărbunilor şi durităţii diferite a componenţilor petrografici ai fiecărui cărbune ; în concluzie, ea nu poate asigura o rezistenţă uniformă la fisurare a cocsului. În acelaşi timp, prin măcinare nu trebuie mărită în mod exagerat suprafaţa totală a particulelor inerte, deoarece nu mai pot fi cuprinse în masa plastică a huilei spre a rezulta o masă coherentă ; însă, totodată, este necesară asigurarea unui volum interstiţial minim între particulele inerte [3].

În consecinţă, aplicarea corectă a acestui procedeu implică măcinarea controlată şi progresivă a refuzului sitei şi nu măcinarea în bloc a cărbunilor pînă la obţinerea unei anumite limite granulometrice.

Procedeul tehnologic impune folosirea sitelor, care devin astfel unul din utilajele de bază în pregătirea şarjei.

Trecerea prin site a cărbunelui umed, în special a granulaţiilor pînă la 1,5 mm, a constituit o problemă tehnică care a fost soluţionată cu greutate şi numai parţial. Calea rezolvării a constituit-o aplicarea la sită a unui dispozitiv electrostatic care împiedică obturarea ochiurilor sitei.

În cazurile cînd conţinutul de apă în cărbuni este mare (10—12%) iar condiţiile de granulaţie restrînse, se recomandă o reciclare mai intensivă a refuzului sitei şi stropirea cu ulei a cărbunelui sau chiar adaosul de var fin măcinat.

Pentru aplicarea practică a principiilor de mai sus, au fost propuse şi construite o serie de instalaţii complexe de măcinare — sortare granulometrică. Cea mai simplă instalaţie este cea construită la uzina din Oran (fig. 1) [4].

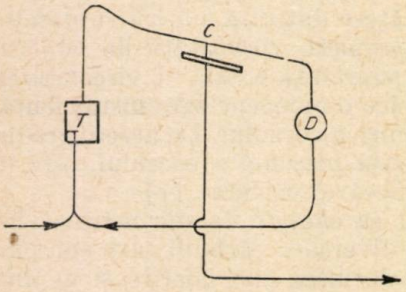


Fig. 1.

Cărbunele dozat trece prin tamburul de amestecare T, apoi prin sita C (2—3 mm) ; fracţiunea trecută prin sită este trimisă la cocsificare, iar refuzul sitei este măcinat în moara selectivă D, de unde trece din nou în tamburul T şi apoi prin sita C.

Cărbunii sînt astfel repartizaţi de o manieră uniformă în toate fracţiunile granulometrice, prin menţinerea în circuit a fracţiunilor cu proprietăţi mai reduse de cocsificare. Prin acest procedeu, sînt înlăturate cauzele de neomogeneitate datorite compoziţiei granulometrice iniţiale şi respectiv variaţiei durităţii cărbunilor.

Cocsul obţinut prezintă o rezistenţă mecanică superioară, structură omogenă şi proprietăţi constante.

În cazul cărbunilor care prezintă constituienți cu diferență apreciabilă de duritate, se mai introduce o nouă triere granulometrică, care să separe constituienții mai duri. Fracțiunile granulometrice separate sînt supuse unei măcinări controlate și progresive, pînă ce ajung la aceleași condiții granulometrice cu fracțiunea trecută prin sită, asigurînd astfel omogeneitatea șarjei.

Pentru aceasta, se introduce a doua sită b și dezintegratorul D_2 (fig. 2). Cărbunii, după ce au trecut prin tamburul T, sînt ciuruiți pe sita a iar refuzul ajunge la dezintegratorul D_1; fracțiunea care a trecut prin sita a este supusă unei noi sortări pe sita b, refuzul acestei site trecînd în dezintegratorul D_2. Cărbunele trecut prin sita b este trimis la cocsificare iar fracțiunile măcinate în dezintegratoarele D_1 și D_2, reciclate în tamburul T.

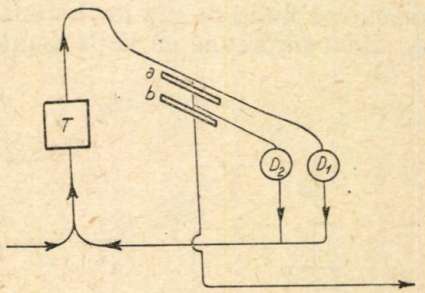


Fig. 2.

Refuzul sitelor a și b este bogat în constituienți mai duri, care sînt aduși la o mărire granulometrică apropiată de cea a fracțiunii care a trecut prin sita b. În cazul șarjelor care conțin cărbuni cu însușiri de cocsificare diferite A și B, aceștia se supun fiecare în parte la măcinarea selectivă și controlată, produsele măcinate fiind apoi amestecate în tamburul T (instalația de măcinare cu simplu efect — fig. 3).

Pentru folosirea acestui flux, trebuie considerați patru factori:

1. slaba aglutinare a cărbunilor din grupa B, față de cei din grupa A; această însușire definește compoziția șarjei;

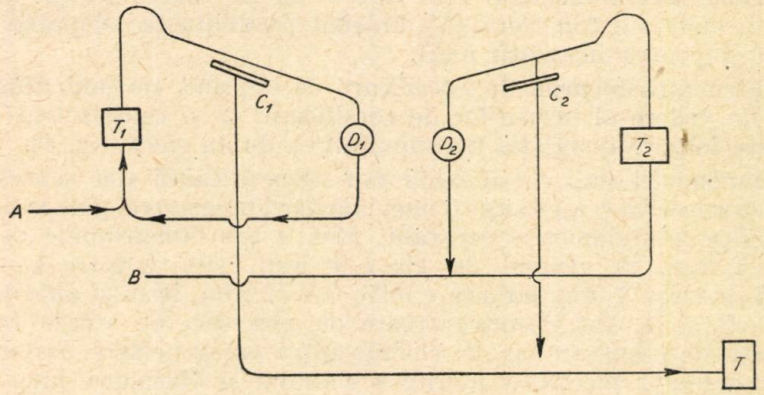


Fig. 3.

2. gradul de duritate al cărbunilor din grupele A și B;

3. efectul de măcinare al tamburului final T;

4. capacitatea de aglutinare a cărbunilor din grupa A. Dacă aceștia prezintă însușiri aglutinante bune, cărbunele din grupa B trebuie măcinat

la o granulaţie adecvată ; dacă însă cărbunele din grupa *A* prezintă slabe însuşiri de cocsificare, cel din grupa *B* trebuie măcinat cu evitare de praf, conform principiului suprafeţei minime.

O instalaţie de acest fel, după procedeul Longwy-Burstlein, este construită la Charbonnayes-Monnéson şi are o capacitate de 250 000 t/an, măcinînd huila de gaz de Lorena (grupa *A*), între 0—3 mm şi huila slabă de Ruhr împreună cu huila degresantă de la Aix la Chapelle (grupa *B*),

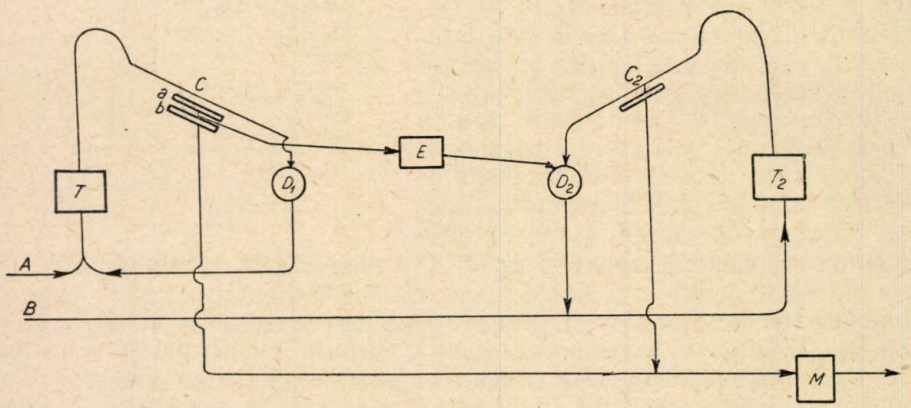


Fig. 4.

între 0—1,2 mm. Cocsul obţinut este simţitor ameliorat faţă de cel obţinut din aceiaşi cărbuni, prin procedeul clasic.

Acelaşi flux tehnologic este aplicat şi la Gelsenkirchen (R.F.G.) pentru un debit de 280 t/oră [5], arătînd posibilitatea adoptării acestui procedeu şi pentru instalaţii mari.

Pentru amestecurile de cocsificare ce cuprind cărbuni diferiţi din punctul de vedere al însuşirilor de cocsificare, ca şi constituienţi duri şi inerţi, este folosită instalaţia tip simultan cu dublu efect (fig. 4).

Componenţii slab cocsificabili sau necocsificabili sînt separaţi prin măcinarea selectivă şi apoi supuşi unei măcinări progresive, pînă la aducerea la un indice granulometric constant. Sita *a* are dimensiunile ochiurilor între 2—6 mm, în general de circa 4 mm, sita *b* între 1 — 4 mm, de obicei de circa 3 mm, iar sita *c* între 0,5—2 mm, în mod obişnuit circa 1,2 mm. D_1 şi D_2 sînt desintegratoare cu percuţie, cu viteze reglabile, *E* instalaţie de preparare iar *M*, moară pentru omogeneizare. Sistemul asigură o rezistenţă mecanică mărită a cocsului şi obţinerea unei calităţi omogene.

Asemenea instalaţii funcţionează la cocseriile din Thionville şi Pont-Musson [5].

La uzina din Celiabinsk (U.R.S.S.) unde în mod obişnuit şarja conţine 91,5% cărbune de granulaţie 0—3 mm, prin remăcinarea refuzului sitei de 2 mm, s-a obţinut ridicarea indicelui M_{40} cu 5 unităţi.

Numeroase cercetări făcute asupra experimentării granulometriei șarjei au dus la concluzia că exprimarea limitelor de granulație nu este o precizare suficientă, putînd exista o multitudine de distribuții granulometrice, pe intervale reduse, cuprinse între limitele extreme.

Pentru definirea compoziției granulometrice a șarjei, a fost introdus „indicele granulometric", care exprimă caracteristica întinderii granulometrice.

Indicele granulometric, notat cu g, este de forma

$$g = d \frac{c/e}{b/f} a/h,$$

unde b-c-d-e-f-h sînt dimensiunile ochiurilor sitei, prin care trec 2—25—50—75—95—100% din cărbune, iar a este dimensiunea minimă a ochiurilor sitei, prin care nu trece cărbune (practic egală cu zero).

Astfel, d reprezintă dimensiunea grăuntelui mediu, a/h întinderea granulometrică totală, c/e întinderea granulometrică medie, b/h întinderea granulometrică pentru 90% din produsul măcinat.

Pentru huilele slab cocsificabile, se recomandă [6] a/h = 0/1,2 mm, d = 0,5 mm și c/e = 0,2/0,8 mm.

Condiția esențială a menținerii omogeneității șarjei, și deci a calității constante a cocsului în timp, este menținerea constantă a indicelui granulometric.

Alți autori [7] indică folosirea indicelui granulometric, notat cu i, în care $i = \frac{a(b)}{c}$ și unde

a = reziduul pe sita cu ochiuri de 3 mm, în %,
b = „ „ „ „ „ „ 1 mm „ %,
c = fracțiunea < 0,2 mm.

Astfel, prin măcinarea selectivă și progresivă a cărbunelui se îmbunătățesc calitățile cocsului, obținîndu-se și regularitatea calității lui în timp.

Principiul măcinării selective a cărbunelui, pentru ameliorarea calităților fizico-mecanice ale cocsului, constă în micșorarea nivelului superior al mărimii granulelor de cărbune în condițiile formării minimale a prafului.

Prin aceste procedee de preparare a șarjei se elimină influența dăunătoare a granulației inițiale, a durității diferite a cărbunilor și a durității constituienților petrografici [8]. Totodată se elimină schimbarea granulației datorită uzurii morilor, variațiilor debitului lor de alimentare și umidității cărbunilor.

Din anul 1951 și pînă azi, au fost transformate și construite o serie de instalații și uzine, în diferite variante ale acestor procedee, ajungînd pînă la debite de 300 t/h.

Perspectivele viitorului duc la înlocuirea procedeului clasic de măcinare simplă prin aplicarea procedeelor noi de măcinare selectivă şi progresivă, procedee care duc la satisfacerea integrală a cerinţelor de calitate ale cocsului, cerute de siderurgia modernă.

★

Rezistenţa la mărunţire prin sfărîmare a fost studiată pe un dezintegrator, de tip Sovaco.

În acest aparat granulele de cărbune sînt proiectate pe o suprafaţă dură, astfel încît la o trecere prin aparat fiecare particulă să fie solicitată o singură dată.

Astfel, fiecare granulă este supusă în aceleaşi condiţii la aceleaşi solicitări, sfărîmarea fiind dependentă de rezistenţa ei.

Concluziile la care s-a ajuns, prin folosirea aparatului în Franţa au fost următoarele :

— în condiţii identice, compoziţia granulometrică este funcţie de rezistenţa constituienţilor ;

— dacă pentru două sorturi de cărbuni, care prezintă iniţial aceleaşi întinderi şi indici granulometrici, se obţin rezultate diferite, atunci compoziţia granulometrică reflectă diferenţa de duritate.

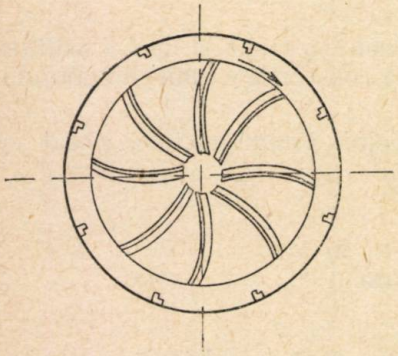


Fig. 5.

Dezintegratorul de laborator de tip Sovaco, construit la noi *), după caracteristicile sumare indicate de literatură, se compune din următoarele părţi principale :

— un disc metalic, pe care sînt cuprinse opt palete elicoidale, care în timpul rotirii discului imprimă particulelor de cărbune o forţă constantă de percuţie pe suprafaţa mantalei înconjurătoare, la o viteză a rotorului şi debit de alimentare constant.

— o manta metalică, de care sînt prinse opt palete în unghi drept faţă de cele ale rotorului ;

Dezintegratorul este acţionat de un motor cu turaţie reglabilă. Viteza rotirii discului se reglează cu un reostat şi în timpul determinării se menţine constantă.

Determinarea rezistenţei la sfărîmare a fost efectuată asupra huilelor de gaz de la Lupeni, Uricani şi Vulcan.

După efectuarea analizei granulometrice a cărbunilor iniţiali de 0—15 mm şi care în linii mari este aceeaşi pentru toate trei felurile de huilă, (tabela 1), acestea au fost măcinate în dezintegratorul de tip Sovaco.

*) La construcţia acestui aparat în laboratorul nostru a luat parte şi ing. M. Corobea.

Tabela 1

Compoziția granulometrică a cărbunilor inițiali

Cărbunele Clasa granulometrică (mm)	Lupeni %	Uricani %	Vulcan %
>10	25,2	23,2	26,1
10 — 8	10,9	17,3	16,7
8 — 5	21,9	25,2	18,7
5 — 2,5	16,9	17,0	16,4
2,5 — 2	3,1	2,0	1,5
2 — 1	8,4	8,2	9,8
1 — 0,75	4,1	2,2	3,5
0,75— 0,50	3,1	1,4	2,6
0,50— 0,25	2,5	1,6	1,9
< 0,25	3,9	1,9	2,8

Indicii granulometrici ai cărbunilor înainte de măcinare au avut valorile :

$$g_L = 6{,}10\ \frac{2{,}50/10{,}08}{0{,}36/14{,}0}\ 0/15,$$

$$g_U = 6{,}95\ \frac{3{,}63/9{,}80}{0{,}76/13{,}92}\ 0/15,$$

$$g_V = 6{,}48\ \frac{2{,}94/10{,}21}{0{,}53/14{,}04}\ 0/15.$$

Măcinarea s-a efectuat prin patru treceri succesive ale probei de cărbune prin dezintegrator cu eliminarea succesivă a fracțiunii < 1 mm (tabela 2).

Tabela 2

Compoziția granulometrică a cărbunilor după măcinarea selectivă prin dezintegratorul de laborator de tip Sovaco după patru treceri

Cărbunele Clasa granulometrică (mm)	Lupeni %	Uricani %	Vulcan %
>2,5	1,8	1,7	2,8
2,5—1	5,6	5,4	7,3
1—0,75	32,3	31,1	31,3
0,75—0,50	25,3	23,0	24,7
0,50—0,25	19,6	21,4	18,1
0,25—0,10	8,7	10,5	8,4
< 0,10	6,7	6,9	7,4

Indicii granulometrici ai cărbunilor de mai sus sînt :

$$g_L = 0{,}65 \frac{0{,}37/0{,}86}{0{,}074/1{,}65} 0/3,$$

$$g_U = 0{,}62 \frac{0{,}34/0{,}86}{0{,}073/1{,}64} 0/3,$$

$$g_V = 0{,}66 \frac{0{,}38/0{,}88}{0{,}068/2{,}05} 0/3.$$

După cum reiese din indicii granulometrici ai cărbunilor înainte şi după măcinare, rezistenţa la sfărîmare a huilelor de gaz Lupeni, Uricani şi Vulcan este cuprinsă între aceleaşi limite.

Pentru caracterizarea fracţiunilor din huilele obţinute prin măcinarea selectivă, s-au efectuat analiza tehnică, indicii dilatometrici şi indicii de umflare (tabela 3).

Tabela 3

Caracteristicile chimico-tehnologice ale cărbunilor măcinaţi selectiv în dezintegratorul de laborator de tip Sovaco

Caracteristici determinate / Felul cărbunelui şi al măcinării	W_0 %	A_0 %	St %	Indici de umflare	Indici dilatometrici KBS %	Randamentul fracţiunii %
Lupeni — probă medie	2,28	7,92	3,10	$2^1/_2$	$a = 22{,}5$ $b = 19$	—
Lupeni, 0—1 mm, I-a măcinare	2,80	7,48	3,03	$2^1/_2$	$a = 27{,}5$ $b = 14$	45,5
Lupeni, 0—1 mm, a II-a măcinare	1,88	5,81	3,11	$2^1/_2$	$a = 17{,}5$ $b = 29$	23,8
Lupeni, 0—1 mm, a III-a măcinare	1,42	5,97	3,27	$2^1/_2$	$a = 20$ $b = 31$	13,3
Lupeni, 0—1 mm, a IV-a măcinare	1,74	6,58	3,36	$2^1/_2$	$a = 25$ $b = 25$	8,7
Lupeni > 1 mm după a IV-a măcinare.	1,87	10,48	3,56	2	$a = 22{,}5$ $b = 19$	8,7
Uricani probă medie	2,70	6,43	1,93	2	$a = 22{,}5$ $b = 2$	—
Uricani, 0—1 mm, I-a măcinare	2,70	5,16	1,90	2	$a = 22{,}5$ $b = 10$	50,5
Uricani, 0—1 mm, a II-a măcinare	2,22	5,37	2,05	$2^1/_2$	$a = 15$ $b = 10$	22,3

Tabela 3 (continuare)

Caracteristici determinate / Felul cărbunelui și al măcinării	W_0 %	A_0 %	S_t %	Indici de umflare	Indici dilatometrici % KBS	Randamentul fracțiunii %
Uricani, 0—1 mm, a III-a măcinare	1,83	5,84	2,03	2	$a = 20$ $b = 5$	11,4
Uricani, 0—1 mm, a IV-a măcinare	2,21	6,53	2,09	2	$a = 19$ $b = 4$	7,3
Uricani, > 1 mm, după a IV-a măcinare	1,47	11,57	2,05	1 1/2	$a = 19$ $b = 1$	8,3
Vulcan, probă medie	2,91	6,06	2,52	1 1/2	$a = 30$	—
Vulcan, 0—1 mm, I-a măcinare	2,91	6,02	2,40	1 1/2	$a = 30$	43,6
Vulcan, 0—1 mm, a II-a măcinare	3,11	5,33	2,46	2	$a = 22,5$	23,4
Vulcan, 0—1 mm, a III-a măcinare	2,66	5,49	2,61	1 1/2	$a = 25$	12,4
Vulcan, 0—1 mm, a IV-a măcinare	2,98	5,76	2,51	1 1/2	$a = 30$	11,4
Vulcan, > 1 mm, după a IV-a măcinare	2,66	9,41	2,61	1	$a = 22,5$	10,2
Lupeni 73%, Vulcan 15,4%, Uricani 11,6%, proba medie	2,47	7,48	2,89	2	$a = 23$ $b = 8$	—
Lupeni 73%, Vuclan 15,4%, Uricani 11,6%, 0—1 mm, I-a măcinare	2,39	6,81	2,80	1 1/2	$a = 28$ $b = 8$	43,2
Lupeni 73%, Vulcan 15,4%, Uricani 11,6%, 0—1 mm, a II-a măcinare	2,52	5,70	2,91	2	$a = 20$ $b = 12$	23,5
Lupeni 73%, Vulcan 15,4%, Uricani 11,6%, 0—1 mm, a III-a măcinare	2,37	5,96	3,03	2	$a = 19$ $b = 12$	13,7
Lupeni 73%, Vulcan 15,4%, Uricani 11,6%, 0—1 mm, a IV-a măcinare	2,41	6,53	3,07	2	$a = 20$ $b = 10$	8,8
Lupeni 73%, Vulcan 15,4%, Uricani 11,6%, >1 mm, după a IV-a măcinare	2,24	10,38	3,26	2	$a = 20$ $b = 4$	10,8

Din datele tabelei se desprind următoarele : la măcinarea selectivă a huilelor de gaz Lupeni, fracţiunea 0—1 mm rezultată din prima măcinare şi fracţiunea > 1 mm, după a IV-a măcinare, prezintă, faţă de proba medie, caracteristici inferioare de cocsificare.

Procentul de cenuşă mai ridicat, la fracţiunea obţinută din prima măcinare, dar totuşi inferior celui din proba medie, poate fi datorit sfărîmării constituienţilor minerali, friabili; la celelalte fracţiuni, cenuşa creşte progresiv, astfel încît în fracţiunea > 1 mm după a IV-a măcinare este cu 2,5% mai ridicat, ceea ce reprezintă o creştere de 32,4% faţă de cenuşa cărbunelui iniţial.

Procentul de sulf creşte progresiv cu fiecare măcinare, în fracţiunea > 1 mm, după a IV-a măcinare fiind cu 0,46% superior celui din proba medie, ceea ce reprezintă o creştere de 14,8%, faţă de sulful total din proba medie.

Huilele de Uricani şi Vulcan, măcinate selectiv, prezintă o separare şi mai eficientă a cenuşii în fracţiunea > 1 mm după a IV-a măcinare, fiind creşteri de 80%, respectiv 55,5, faţă de cenuşa probei medii iniţiale, repartiţia sulfului fiind însă mai uniformă.

Însuşirile de cocsificare prezintă valori inferioare la huila de gaz Uricani şi la amestecul Lupeni 73% + Uricani 11,6% + Vulcan 15,4% de asemenea în fracţiunile rezultate la prima măcinare şi cea rămasă peste 1 mm după ultima măcinare.

Amestecul Lupeni-Uricani-Vulcan prezintă în fracţiunea cea mai dură o creştere a procentului de cenuşă de 38,6% şi a procentului de sulf de 12,7%.

CONCLUZII

1. Huilele de gaz Lupeni, Uricani şi Vulcan prezintă rezistenţă la sfărîmare cuprinsă în aceleaşi limite.

2. Prin măcinarea selectivă a acestor huile, se obţin fracţiuni care se deosebesc între ele, prezentînd însuşiri de cocsificare diferenţiate precum şi procente variabile de cenuşă şi sulf.

О РАЦИОНАЛЬНОМ ИСПОЛЬЗОВАНИИ ГАЗОВОГО КАМЕННОГО УГЛЯ ИЗ ШАХТ ЛУПЕНИ, УРИКАНИ И ВУЛКАН ДЛЯ ПОЛУЧЕНИЯ МЕТАЛЛУРГИЧЕСКОГО КОКСА

I. СОПРОТИВЛЕНИЕ ДРОБЛЕНИЮ ГАЗОВОГО КАМЕННОГО УГЛЯ ИЗ ШАХТ ЛУПЕНИ, УРИКАНИ И ВУЛКАН

КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ

В последние годы особое внимание уделялось вопросу улучшения кокса путем соответствующего размола угля.

Интермолекулярная связность углей, которая должна быть преодолена в процессе размола, зависит от степени метаморфизма и петрографического состава.

При исследовании сопротивления дроблению газового каменного угля из Валя-Жиулуй использовалась центробежная плоская мельница типа Совако, сконструированная согласно краткой характеристике, приведенной в специальной литературе.

Центробежной силой зерна угля отбрасываются на твердую поверхность таким образом, что при проходе через установку каждая частица ударяется о стенку лишь один раз, вследствие чего степень дробления зависит от сопротивления углей дроблению.

Была определена химико-технологическая характеристика угольных частиц, полученных в результате дробления.

RECHERCHES CONCERNANT L'UTILISATION RATIONNELLE DES HOUILLES À GAZ DE LUPENI, URICANI ET VULCAN, POUR LA FABRICATION DU COKE MÉTALLURGIQUE

I. RÉSISTANCE AU BROYAGE DES HOUILLES DE LUPENI, URICANI ET VULCAN

RÉSUMÉ

Ces dernières années ont été caractérisées par une préoccupation intense et générale pour l'amélioration du coke au moyen d'un broyage convenable.

La cohésion intermoléculaire des charbons, qu'il faut vaincre par le broyage, dépend du degré de métamorphisme et de la composition pétrographique.

Les recherches concernant la résistance au broyage des houilles à gaz de la vallée du Jiu, ont été effectuées au moyen d'un moulin centrifuge plan, du type Sovaco, construit selon les caractéristiques sommaires, fournies par la littérature de spécialité.

Les granules de charbon sont projetés sur une surface dure, de sorte que chaque particule soit sollicitée une seule fois à son passage à travers l'appareil. De cette manière, le degré de broyage est fonction de la résistance des charbons à cette opération.

Le travail fournit, en outre, les caractéristiques chimiques et technologiques des fractions granulométriques de charbon obtenues par le broyage.

BIBLIOGRAFIE

1. И. Ф. ПАХАЛОК, *Об улучшении качества кокса и использовании в шихтах слабоспекающихся углей.* Угли, *5*, 26 (1956).
2. E. BURSTLEIN, *La préparation sélective et pétrographique des charbons en vue de leur cokéfaction* (I). Chaleur et Industrie, *12*, 351 (1954).
3. — *Utilisation rationnelle des ressources européennes en charbon pour la cokéfaction.* Raport întocmit de Secretariatul Comisiei Economice O.N.U. pentru Europa, O.N.U., Geneva (august 1957).

4. E. BURSTLEIN, *La préparation sélective et pétrographique des charbons en vue de leur cokéfaction* (II). Chaleur et Industrie, *1*, 31 (1955).
5. Е. И. ЕДЕЛМОН, *Шихтовой состав шихты — важнейшие показатели ее качества.* Кокс и Химия. *1,8* (1958).
6. HUGO FREUND, *Handbuch der Mikroskopie in der Technick-Band II, Mikroskopie der Bodenschätze,* Teil I, *Mikroscopie der Steinkohle, des Kokses und der Braunkohle.* Umschau Verlag, Frankfurt am Main, 1952.
7. Л. М. ЗАЗОВСКИЙ, М. Г. ФЕЛАВРИН, И. С. ГРЯЗНОВ, *Коксование угольных шихт, подготовленных методом избирательного дробления.* Кокс и Химия, *4*, 8 (1957).
8. OTTO GROSSKINSKY, *Handbuch des Kokereiwesens.* Verlag K. Knapp, Düsseldorf, 1955.

CERCETĂRI PRIVIND FOLOSIREA RAȚIONALĂ A HUILELOR DE GAZ LUPENI, URICANI ȘI VULCAN PENTRU OBȚINEREA COCSULUI METALURGIC

II. CERCETĂRI PRIVIND STUDIUL INFLUENȚEI GRANULAȚIEI CĂRBUNILOR ASUPRA CALITĂȚII COCSULUI *)

DE

I. BLUM, FR. BOLCHI și I. NISTOR

Noile tendințe ale dezvoltării cocsificării cărbunilor, sînt dirijate de penuria accentuată a huilelor cocsificabile clasice, care, în prezent, a devenit o problemă pentru aproape toate țările producătoare de cocs**).

Rezolvarea problemei fabricării unui cocs de calitate trebuie să țină seama de următorii factori :

— caracteristicile cărbunilor disponibili ;

— proprietățile cerute cocsului.

Sub numele de huile slab cocsificabile poate fi cuprinsă o varietate de cărbuni care necesită procedee tehnice diferite.

Furnalele înalte vor consuma tot cocs încă multă vreme, iar drumul pe care va trebui să meargă industria cocsochimică va fi specific, potrivit materiei prime existente.

În ceea ce privește condițiile impuse de siderurgie, calitățile cocsului pentru furnalele înalte sînt variabile în funcție de natura și de prepararea minereurilor folosite cît și a fondanților, de condițiile economice locale, de valoare relativă a combustibilului și a minereului ***).

---

*) Lucrare prezentată la Sesiunea științifică de comunicări a Institutului de energetică din 18—19 aprilie 1958.

**) H. BARDGETT, *The utilisation of meakly-coking cools in metallurgical coke production.* Raport prezentat la a XI-a sesiune parțială a Conferinței Mondiale de Energie, Belgrad, 1957.

I. NISTOR, *Elemente caracteristice de cocsificare ale unor huile romînești.* Lucrare de dizertație, Institutul politehnic, București, 1957 (nepublicată).

***) R. LOISON, *Fabrication du coke sidérurgique au moyen de charbons peu cokefiants.* Raport prezentat la a XI-a sesiune parțială a Conferinței Mondiale de Energie, Belgrad, 1957.

Caracteristicile mecanice ale cocsului siderurgic sînt apreciate, în general, prin doi indici importanţi obţinuţi la toba Micum.

Indicele M_{40} reprezintă fracţiunea, în procente, a cocsului care rămîne pe sita de 40 mm după încercarea la tobă (rezistenţa cocsului).

Indicele M_{10} reprezintă fracţiunea, în procente, a cocsului care trece prin sita de 10 mm după efectuarea probei de rezistenţă mecanică (abraziunea cocsului).

Mijloacele tehnice pentru folosirea unei game largi de huile cu slabe însuşiri de cocsificare pot fi divizate în trei categorii :

I. Mijloacele tehnice definitive, care se impun o dată cu construcţia unei instalaţii noi de cocsificare.

Lăţimea cuptoarelor, în special la cocsificarea cărbunilor cu însuşiri slabe de cocsificare, joacă un rol important. Dacă lăţimea mare (450 mm) este în general favorabilă cocsificării huilelor clasice, ducînd la obţinerea bucăţilor mari de cocs şi a unui indice M_{40} ridicat, pentru huilele cu slabe proprietăţi de aglutinare sînt indicate cuptoare cu lăţimea mai redusă (350 mm), care duc la obţinerea unui cocs în bucăţi ceva mai mici, cu un indice M_{40} puţin redus, însă cu o îmbunătăţire sensibilă a indicelui M_{10}. Huilele de gaz din Valea Jiului, care fac parte din categoria huilelor cu însuşiri slabe de cocsificare, s-ar preta mai bine la cocsificare în cuptoare mai strîmte ; bineînţeles, un studiu sistematic asupra acestei probleme, ar putea duce la elucidare deplină.

Temperatura de cocsificare influenţează de asemenea, în mod deosebit, rezistenţa mecanică a cocsului. La huilele cu proprietăţi medii şi slabe de cocsificare, ridicarea temperaturii în canalele verticale ale cuptoarelor duce uneori la o uşoară micşorare a indicelui M_{40}, dar influenţează asupra indicelui M_{10} deosebit de favorabil.

La cele arătate s-ar mai putea adăuga şi modul de încărcare a şarjei prin bătucire sau cădere liberă.

II. Mijloace tehnice care necesită numai modificarea sau completarea instalaţiilor anexe ale bateriei de cuptoare. Acestea cuprind pregătirea granulometrică, a şarjei, adaosul unor degresanţi şi, în cazul încărcării cuptoarelor prin cădere liberă, uscarea şarjei.

Procedeele de pregătire granulometrică a şarjei pot fi divizate, la rîndul lor, în patru categorii.

1. *Măcinarea simplă* constă în trecerea şarjei dozate printr-una sau mai multe mori, aşezate în serie. Aceasta este metoda folosită pînă acum de majoritatea cocseriilor, conducînd la obţinerea unei granulaţii mai mică de 2 mm în proporţie de 75—85% sau mai mică de 3 mm în proporţie de 90—96%, în cazul folosirii huilelor tinere.

Procedeul prezintă dezavantajul producerii unor cantităţi ridicate de praf.

2. *Măcinarea metodică* constă în îmbinarea măcinării şarjei cu ciuruirea. Cărbunele o dată măcinat trece printr-o sită de 2—3 mm iar refuzul sitei este trecut din nou prin moară. În acest mod se asigură constant eliminarea supragranulaţiei, sursă a formării fisurilor (grăunţii sînt greu fuzibili) ; în acelaşi timp se elimină formarea excesivă a prafului care are

o acțiune negativă asupra calității cocsului la majoritatea cărbunilor cu proprietăți medii și slabe de cocsificare.

Măcinarea metodică duce întotdeauna la ameliorarea calității cocsului, în proporții dependente de calitatea șarjei supusă cocsificării. Ea menține granulometria constantă a șarjei, indiferent de fluctuațiile calității cărbunilor (duritate, umiditate) și de condițiile tehnologice de lucru (debit, uzura morilor). Rezultă astfel o mai mare uniformitate a caracteristicilor cocsului, ceea ce constituie, fără îndoială, avantajul principal al procedeului.

3. *Măcinarea diferențială* supune componenții șarjei de cocsificare unei măcinări simple sau metodice, înaintea amestecării lor, condițiile de măcinare și de granulație fiind variabile pentru fiecare component în parte.

Această măcinare cere un flux tehnologic diferit, fiind adesea greu de adaptat la o cocserie existentă.

4. *Măcinarea selectivă sau petrografică* constă în separarea cărbunilor în diverse fracțiuni granulometrice, cu caracteristici diferite (cenușă, componenți petrografici) și îmbină măcinarea protejată cu ciuruirea succesivă. Proprietățile de cocsificare ale fracțiunilor obținute sînt diferite, astfel încît este necesară măcinarea lor diferențială ; uneori este necesară și eliminarea unor fracțiuni, minore cantitativ, însă cu efecte puternice de înrăutățire a calității cocsului.

Adaosul unor degresanți în șarja ce conține huile care dau cocsuri spongioase conduce la reducerea fisurării cocsului, mărirea dimensiunilor bucăților de cocs și mărirea indicelui M_{40}.

III. Mijloacele tehnice constînd în compunerea șarjei prin alegerea diferențială a cărbunilor și stabilirea condițiilor tehnice de exploatare ale cuptoarelor de cocs.

Acestea permit folosirea unei game largi de cărbune pentru cocsificare.

Compoziția granulometrică a șarjelor folosite la cocsificare este dependentă de capacitatea de aglutinare a cărbunilor.

În U.R.S.S. șarja măcinată în mori cu ciocane cuprinde circa 95% cărbune cu granulația sub 3 mm, iar cea măcinată în dezintegratoare cuprinde circa 92% cărbune cu granulația sub 3 mm [2].

În S.U.A. la uzina de cocs din Clarton [1] șarja cuprinde 67% cărbune cu granulația mai mare de 3 mm, pe cînd în mod obișnuit, șarjele de la uzinele cocsochimice cuprind 80—85% cărbune cu granulația sub 3 mm.

În R.F.G. șarja este măcinată astfel ca 80% să treacă prin sita de 2 mm.

Cocseriile din Anglia folosesc în general șarje cu 80% granulație sub 3 mm [1].

În țara noastră, la cocseria Combinatului metalurgic Reșița, șarja este măcinată în dezintegrator, din care rezultă circa 90—94% cărbune cu granulația sub 3 mm ; la uzina cocsochimică Hunedoara, cărbunii și semicocsul se macină separat în mori cu ciocane, iar șarja rezultată este apoi omogeneizată într-un dezintegrator, obținîndu-se circa 95% cărbune cu granulația sub 3 mm.

I. F. Pahalok [3] arată (tabela 1) cazul a două șarje formate din huile de Kuzbas; rezultatele sînt obținute prin remăcinarea claselor granulometrice mai mari de 2 mm.

Tabela 1

Compoziția șarjei	Șarja %	Compoziția granulometrică a cocsului după 100 de rotații ale tamburului %			
		40 mm	40—25 mm	25—10 mm	10 mm
J_1—20%; J_2—9% KJ—42%; K_2—29%	91	58,9	30,4	5,0	5,7
Aceeași șarjă cu remăcinarea clasei granulometrice > 2 mm pînă la <1 mm.	100	63,06	26,3	4,46	6,18
J_1—18%; J_2—11%; KJ—36% K_2—15%; SS—20%	91,5	60,8	27,7	5,2	6,3
Aceeași șarjă cu remăcinarea clasei granulometrice >2 mm pînă la<1 mm.	100	66,1	21,8	4,2	7,9

Alți autori *), care au cercetat rezultatele aplicării măcinării selective la cărbunii din bazinul Kuznețk, ajung la concluzia că această măcinare duce la mărirea rezistenței mecanice a cocsului cu 10—12 kg la toba Sundgreen și mărește cu 3—7% clasa granulometrică a cocsului 80—60 mm.

★

Cercetările efectuate de noi în laborator au urmărit desprinderea unor linii noi de cercetare pentru ameliorarea cocsului metalurgic produs din huilele de gaz din Valea Jiului și din semicocs PAL.

Pentru determinarea caracteristicilor chimico-tehnologice ale cărbunilor măcinați selectiv, folosiți la cocsificările de laborator, a fost aleasă clasa granulometrică 0—1,5 mm.

Din cărbunele inițial a fost separată clasa granulometrică 0—1,5 mm iar restul a fost supus măcinării selective progresive; după fiecare trecere a cărbunelui prin dezintegratorul de laborator de tip Sovaco s-a îndepărtat clasa granulometrică 0—1,5 mm. Această operație a fost repetată de patru ori, final rămînînd părțile dure din cărbune, care reprezentau 6—8%, din cantitatea totală.

Fracțiunilor obținute din huilele de gaz Lupeni, Uricani și Vulcan li s-au determinat umiditatea, cenușa, materiile volatile, indicele de umflare liberă și indicii dilatometrici (tabela 2).

Din rezultatele obținute se remarcă că procentul de cenușă din fracțiunea inițială clasa 0—1,5 mm este mai ridicat decît cel al cărbunelui ca atare.

*) ALEX. SZPILEWICZ, *Erzeugung von metallurgischem Koks aus schwach und nicht backenden Kohlen.* Raport prezentat la a XI-a sesiune parțială a Conferinței Mondiale de Energie, Belgrad, 1957.

Este interesant că la prima trecere a cărbunelui prin dezintegrator, cînd se separă părțile cele mai friabile, procentul de cenușă este minim, crescînd apoi pe măsură ce se separă cărbune mai dur.

Tabela 2

Caracteristici chimico-tehnologice ale cărbunilor măcinați selectiv folosiți la cocsificările de laborator

Felul cărbunelui	W_a %	A_a %	MVmc %	Indice de umflare	Indici dilatometrici
Huilă de gaz Lupeni inițial 0—1,5 mm	1,88	10,24	43,25	2 ½	a = 15% b = 25%
Idem 0—1,5 mm după I măcinare selectivă	2,12	8,76	42,98	3	a = 15% b = 28%
Idem 0—1,5 mm după a II-a măcinare selectivă	2,04	9,31	44,12	3	a = 16% b = 24%
Idem 0—1,5 mm după a III-a măcinare selectivă	1,95	10,20	44,08	3	a = 15% b = 24%
Idem 0—1,5 mm după a IV-a măcinare selectivă	2,10	10,80	43,87	2 ½	a = 15% b = 20%
Idem > 1,5 după a IV-a măcinare selectivă	2,04	11,70	43,90	2	a = 14% b = 15%
Huilă de gaz Uricani inițial 0—1,5 mm	2,32	8,36	42,85	1 ½	a = 28% b = —25%
Idem 0—1,5 mm după I măcinare selectivă	2,30	6,88	43,70	2	a = 27% b = —22%
Idem 0—1,5 mm după a II-a măcinare selectivă	1,85	7,02	43,95	2	a = 31% b = —24%
Idem 0—1,5 mm după a III-a măcinare selectivă	1,79	7,82	43,86	2	a = 31% b = —22%
Idem 0—1,5 mm după a IV-a măcinare selectivă	1,94	9,21	43,75	1 ½	a = 31% b = —23%
Idem > 1,5 mm după a IV-a măcinare selectivă	1,70	18,12	43,10	1 ½	a = 23% b = 0%
Huilă de gaz Vulcan inițial 0—1,5 mm	2,38	9,58	43,25	1	a = 30%
Idem 0—1,5 mm după I măcinare selectivă	2,12	7,95	43,30	1 ½	a = 24,0%
Idem 0—1,5 mm după a II-a măcinare selectivă	2,35	8,34	43,18	1 ½	a = 25%
Idem 0—1,5 mm după a III-a măcinare selectivă	2,29	9,20	43,26	1 ½	a = 28%
Idem 0—1,5 mm după a IV-a măcinare selectivă	2,07	9,85	43,45	1 ½	a = 30%
Idem > 1,5 mm după a IV-a măcinare selectivă	1,98	11,21	43,20	1	a = 26%

În fracțiunea mai mare de 1,5 mm după a IV-a măcinare, procentul de cenușă este sensibil mai ridicat decît la cărbunele ca atare și indicii de umflare, ca și valorile indicilor dilatometrici, arată calități mai slabe de cocsificare.

Această capacitate redusă de cocsificare se poate datori cantităţii mari de cenuşă, dar nu este exclus ca însăşi masa organică a cărbunelui să prezinte proprietăţi inferioare de aglutinare; mai probabilă pare o suprapunere a ambelor cauze.

În laborator au fost efectuate o serie de probe de cocsificare, folosind cărbuni măcinaţi selectiv şi semicocs. Au fost cocsificate şarje din huile de gaz Lupeni, Uricani sau Vulcan în amestec cu semicocs PAL.

Pentru huile au fost folosite granulaţiile de 0—1 mm, 0—1,5 mm şi 0—2 mm, avînd analizele granulometrice din tabela 3. Rezistenţa mecanică a cocsului, determinată în tobă de laborator arată că clasa granulometrică 0—2 mm duce la formarea de cocsuri cu rezistenţă mecanică mai redusă, spre deosebire de clasele granulometrice 0—1 mm şi 0—1,5 mm, care dau rezistenţe mecanice superioare.

Comparativ, cocsurile, obţinute din cărbunii măcinaţi selectiv la granulaţii pînă la 1,5 mm, au rezistenţa mecanică superioară celor obţinute prin măcinarea normală a cărbunilor.

Din analiza granulometrică reiese că, la huilele măcinate obişnuit, clasa granulometrică 0—0,2 mm este cu 4—7% mai ridicată decît la aceleaşi huile măcinate selectiv.

Huilele de gaz au fost măcinate selectiv, prin patru măcinări progresive, iar fracţiunea rămasă, mai mare decît 1 mm sau decît 1,5 mm, a fost remăcinată normal la granulaţia 0—1 mm şi reintrodusă în şarjă. Pentru cărbunele cu granulaţia 0—1,5 mm, unde această fracţiune reprezenta o cantitate mai mică, rezultatele sînt bune, însă pentru cel măcinat 0—1 mm, la care această fracţiune reprezintă 20—30%, rezistenţa mecanică scade, marcînd efectul prafului de cărbune din şarjă.

Tabela 3

Analiza granulometrică a cărbunilor folosiţi la cocsificările de laborator

Felul cărbunilor \ Compoziţia granulometrică	0—0,2 mm	0,2—0,5 mm	0,5—1,0 mm	1—1,5 mm	1,5—2 mm
Lupeni măcinat normal	18,5	27,8	45,5	8,5	—
Semicocs PAL	73,0	7,2	19,8	—	—
Lupeni măcinat 0—1 mm selectiv	16,7	17,6	65,7	—	—
Idem 0—2 mm selectiv	10,7	12,5	34,9	22,8	19,1
Uricani măcinat normal	16,8	19,2	34,7	19,3	—
Idem 0—1 mm selectiv	12,0	29,9	58,1	—	—
Idem 0—1,5 mm selectiv	11,6	12,9	37,2	38,3	—
Idem 0—2 mm selectiv	10,2	10,8	32,5	25,3	21,2
Vulcan măcinat normal	17,2	25,8	43,6	13,4	
Idem 0—1 mm selectiv	15,1	22,7	62,2	—	—
Idem 0—1,5 mm selectiv	12,5	13,8	34,7	39,10	—
Idem 0—2 mm selectiv	10,5	11,6	33,7	24,9	19,3

Din aceste cifre (tabelele 3, 4, 5 şi 6) ca şi din alte cercetări, rezultă influenţa negativă a excesului clasei granulometrice 0—0,2 mm asupra calităţii cocsului.

Tabela 4

Rezistența cocsurilor obținute dintr-un amestec de huilă de gaz Lupeni, măcinată selectiv, și semicocs PAL

Compoziția șarjei și modul ei de măcinare	Rezistența cocsului la toba de laborator		
	> 10 mm	10—1 mm	< 1 mm
Huilă de gaz Lupeni, măcinată selectiv, granulația 0—1 mm, 84% + semicocs PAL, granulația 0—1 mm, 16%	90,50	3,40	6,10
Huilă de gaz Lupeni, măcinată selectiv, granulația 0—1,5 mm, 84% + semicocs PAL, granulația 0—1 mm, 16%	91,10	2,00	6,90
Huilă de gaz Lupeni, măcinată selectiv, granulația 0—2 mm, 84% + semicocs PAL, granulația 0—1mm, 16%	89,30	3,20	7,50
Huilă de gaz Lupeni, măcinată selectiv, granulația 0—1 mm, 82% + semicocs PAL, granulația 0—1 mm, 18%	89,90	3,90	6,20
Huilă de gaz Lupeni, măcinată selectiv, granulația 0—1,5 mm, 82% + semicocs PAL, granulația 0—1 mm, 18%	91,20	3,00	5,80
Huilă de gaz Lupeni, măcinată selectiv, granulația 0—2 mm, 82% + semicocs PAL, granulația 0—1 mm, 18%	87,30	4,90	7,70
Huilă de gaz Lupeni, măcinată selectiv, granulația 0—1 mm, fracțiunea granulometrică > 1 mm după a IV-a măcinare, adusă prin măcinare normală la granulația 0—1 mm, 82% + semicocs PAL, granulația 0—1 mm, 18%	87,10	5,20	7,70
Huilă de gaz Lupeni, măcinată selectiv, granulația 0—1,5 mm, fracțiunea granulometrică > 1,5 mm după a IV-a măcinare, adusă prin măcinarea normală la granulația 0—1 mm, 82% + semicocs PAL granulația 0—1 mm, 18%	91,40	2,90	5,70
Huilă de gaz Lupeni, măcinată selectiv, granulația 0—1 mm, fracțiunea granulometrică > 1 mm după a IV-a măcinare, adusă prin măcinarea normală la granulația 0—1 mm, 84% + semicocs PAL, granulația 0—1 mm, 16%	89,75	2,30	8,05
Huilă de gaz Lupeni, măcinată selectiv, granulația 0—1,5 mm, fracțiunea granulometrică > 1,5 mm după a IV-a măcinare, adusă prin măcinarea normală la granulația 0—1 mm, 84% + semicocs PAL, granulația 0—1 mm, 16%	89,50	2,70	7,80
Huilă de gaz Lupeni, măcinată normal, granulația 0—1,5 mm, 84% + semicocs PAL, granulația 0—1 mm, 16%	89,30	3,60	7,10
Huilă de gaz Lupeni, măcinată normal, granulația 0—1,5 mm, 82% + semicocs PAL, granulația 0—1 mm, 18%	89,30	3,40	7,30

Tabela 5₁

Rezistenţa cocsurilor obţinute dintr-un amestec de huilă de gaz Uricani, măcinată selectiv, şi semicocs PAL

Compoziţia şarjei şi modul ei de măcinare	Rezistenţa cocsului la toba de laborator		
	> 10 mm	10—1 mm	< 1 mm
Huilă de gaz Uricani, măcinată selectiv, granulaţia 0—1 mm, 86% + semicocs PAL, granulaţia 0—1 mm, 14%	92,25	1,90	5,85
Huilă de gaz Uricani, măcinată selectiv, granulaţia 0—1,5 mm, 86% + semicocs PAL, granulaţia 0—1 mm, 14%	92,00	2,70	6,30
Huilă de gaz Uricani, măcinată selectiv, granulaţia 0—2 mm, 86% + semicocs PAL, granulaţia 0—1 mm, 14%	90,25	3,75	6,00
Huilă de gaz Uricani, măcinată selectiv, granulaţia 0—1 mm, 84% + semicos PAL, granulaţia 0—1 mm, 16%	92,30	3,00	4,70
Huilă de gaz Uricani, măcinată selectiv, granulaţia 0—1,5 mm, 84% + semicocs PAL, granulaţia 0—1 mm, 16%	90,20	2,95	6,85
Huilă de gaz Uricani, măcinată selectiv, granulaţia 0—2 mm, 84% + semicocs PAL, granulaţia 0—1 mm, 16%	91,05	3,05	5,90

Considerînd valorile obţinute pentru rezistenţa cocsurilor din amestecuri de huilă de gaz Uricani şi semicocs PAL prea mari, au fost efectuate noi probe, cu alţi cărbuni Uricani, care au dus la rezultate asemănătoare, după cum reiese din tabela ce urmează.

Tabela 5₂

Rezistenţa cocsurilor obţinute dintr-un amestec de gaz Uricani, măcinată selectiv, şi semicocs PAL

Compoziţia şarjei şi modul ei de măcinare	Rezistenţa cocsului la toba de laborator		
	> 10 mm	10—1 mm	< 1 mm
Huilă de gaz Uricani, măcinată selectiv, granulaţia 0—1 mm, 86% + semicocs PAL, granulaţia 0—1 mm, 14%	91,40	2,55	6,05
Huilă de gaz Uricani, măcinată selectiv, granulaţia 0—1,5 mm, 86% + semicocs PAL, granulaţia 0—1 mm, 14%	90,80	3,30	5,90
Huilă de gaz Uricani, măcinată selectiv, granulaţia 0—1 mm, 84% + semicocs PAL, granulaţia 0—1 mm, 16%	90,35	3,05	6,60
Huilă de gaz Uricani măcinată selectiv, granulaţia 0—1,5 mm, 84% + semicocs PAL, granulaţia 0—1 mm, 16%	90,30	2,70	7,00
Huilă de gaz Uricani, măcinată normal, granulaţia 0—1 mm, 86% + semicocs PAL, granulaţia 0—1 mm, 14%	88,50	3,40	8,10
Huilă de gaz Uricani, măcinată normal, granulaţia 0—1,5 mm, 84% + semicocs PAL, granulaţia 0—1 mm, 16%	87,10	3,90	9,10

Tabela 6

Rezistența cocsurilor obținute dintr-un gaz amestec de huilă de Vulcan, măcinată selectiv, și semicocs PAL

Compoziția șarjei și modul ei de măcinare	Rezistența cocsului la toba de laborator		
	> 10 mm	10—1 mm	< 1 mm
Huilă de gaz Vulcan, măcinată selectiv, granulația 0—1 mm, 90% + semicocs PAL, granulația 0—1 mm, 10%	76,20	4,80	19,00
Huilă de gaz Vulcan, măcinată selectiv, granulația 0—1,5 mm, 90% + semicocs PAL, granulația 0—1 mm, 10%	72,50	5,40	22,10
Huilă de gaz Vulcan, măcinată selectiv, granulația 0—2 mm, 90% + semicocs PAL, granulația 0—1 mm, 10%	65,30	5,80	28,90
Huilă de gaz Vulcan, măcinată normal, granulația 0—1 mm, 90% + semicocs PAL, granulația 0—1 mm, 10%	73,80	3,20	23,00
Huilă de gaz Vulcan, măcinată normal, granulația 0—1,5 mm, 90% + semicocs PAL, granulația 0—1 mm, 10%	72,70	3,50	23,80

Pentru verificarea acestor date experimentale, s-au efectuat cu titlu informativ cocsificări în cutii de 10 kg, în cuptoarele industriale de cocs (tabela 7).

Tabela 7

Rezistența cocsurilor obținute, în cutii de 10 kg, dintr-un amestec de huilă de Valea Jiului, măcinată selectiv, și semicocs PAL

Compoziția șarjei și modul ei de măcinare	Rezistența cocsului la toba de laborator		
	> 10 mm	10—1 mm	< 1 mm
Huilă de gaz din Valea Jiului, măcinată selectiv, 84% (77,5% de la 0—1,5 mm iar 22,5% de la 0—0,8 mm) + semicocs PAL 0—1 mm, 16%	88,40	4,00	7,60
Huilă de gaz din Valea Jiului, măcinată selectiv, 84% (65% 0—1,1 mm măcinată selectiv iar restul de 35% măcinată normal) + semicocs PAL 0—1 mm, 16%	90,50	3,70	5,80
Huilă de gaz din Valea Jiului, măcinată normal, 84% (100% < 3 mm) + semicocs PAL 0—1 mm, 16%	85,80	4,70	9,50

Indicii granulometrici ai huilelor din șarje (tabela 7) au fost:

$$g_1 = 0{,}72\,\frac{0{,}36/1{,}00}{0{,}087/1{,}40}\,0/1{,}5,$$

$$g_2 = 0{,}54\,\frac{0{,}35/0{,}72}{0{,}06/0{,}96}\,0/1{,}1,$$

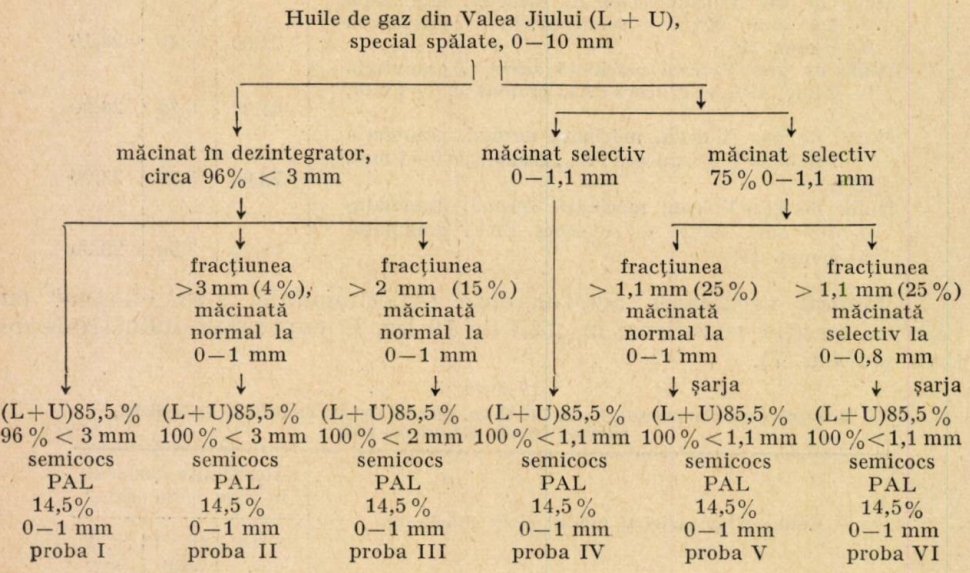
$$g_3 = 0{,}45\,\frac{0{,}26/1{,}24}{0{,}04/2{,}1}\,0/3.$$

Aceste date arată că pentru huilele de gaz din Valea Jiului, măcinate selectiv, sînt de preferat granulaţiile pînă la 1 sau 1,2 mm, cu conţinut redus din clasa 0—0,2 mm.

Încercări în fază pilot asupra influenţei granulaţiei cărbunilor asupra calităţii cocsului

Pentru verificarea rezultatelor obţinute în fază de laborator, au fost făcute încercări premergătoare în fază pilot; pentru aceasta au fost folosite şarje în cutii de 120 kg, introduse în cuptoarele industriale de cocsificare.

Întrucît erau necesare date comparative, s-a lucrat conform schemei de mai jos.



Indicii granulometrici ai cărbunilor cocsificaţi au fost următorii:

$$g_{I} = 0{,}54\ \frac{0{,}22/0{,}98}{0{,}038/2{,}75}\ 0/4,$$

$$g_{II} = 0{,}51\ \frac{0{,}22/0{,}89}{0{,}023/1{,}84}\ 0/3,$$

$$g_{III} = 0{,}45\ \frac{0{,}19/0{,}80}{0{,}016/1{,}76}\ 0/2,$$

$$g_{IV} = 0{,}55\ \frac{0{,}26/0{,}83}{0{,}044/1{,}25}\ 0/1{,}5,$$

$$g_{V} = 0{,}52\ \frac{0{,}23/0{,}85}{0{,}042/1{,}24}\ 0/1{,}5,$$

$$g_{VI} = 0{,}54\ \frac{0{,}24/0{,}81}{0{,}045/1{,}34}\ 0/1{,}5.$$

Fig. 1. — Cocs, proba I.

Fig. 2. — Cocs, proba II.

Fig. 3. — Cocs, proba III.

Fig. 4. — Cocs, proba IV.

Fig. 5. — Cocs, proba V.

Fig. 6. — Cocs, proba VI.

Probele au fost cocsificate la 1 300—1 320°C cu o perioadă de cocsificare de 23—25 ore.

Rezistențele mecanice obținute la toba Micum au prezentat următoarele valori: (tabela 8):

Tabela 8

Indicii de rezistență mecanică ai cocsurilor

Șarja cocsificată	Proba la toba micum			
	40 mm	40—20 mm	20—10 mm	10 mm
Proba I	59,6	21,4	4,7	14,3
Proba II	63,0	22,5	4,4	10,1
Proba III	60,5	21,8	5,5	12,2
Proba IV	56,2	26,6	7,2	10,0
Proba V	54,3	28,8	8,0	8,9
Proba VI	55,2	27,0	7,4	10,4

Din aceste rezultate ale probei de rezistență mecanică a cocsului reiese că îndepărtarea supragranulației (fracțiunea granulometrică mai mare de 3 mm sau 2 mm) duce la îmbunătățirea rezistenței mecanice a cocsului. Astfel, îndepărtarea fracțiunii granulometrice mai mare de 3 mm, care reprezintă 4%, aduce mărirea indicelui M_{40} cu 3,4% și o micșorare a indicelui M_{10} cu 4,2%.

Îndepărtarea fracțiunii granulometrice mai mare de 2 mm nu a dus la rezultatele scontate, din cauza măcinării prea avansate (0—1 mm măcinarea normală) a acestei fracțiuni, care reprezintă o cotă importantă (15%).

Cocsurile obținute din huilele măcinate selectiv, în diversele variante (probele IV, V și VI), deși măcinate la dezintegratorul de laborator de tip Sovaco, arată caracteristici interesante. Astfel, indicele M_{40} este mai mic decît în cazul unei măcinări normale, cu 3—4%, însă indicele $M_{40\text{-}20}$ crește cu 5—7%. Totodată, se obține o micșorare importantă a indicelui M_{10} cu 4—5% față de cocsul din șarja normală.

★

— Măcinarea selectivă a huilelelor din Valea Jiului conduce la o repartizare diferită a cenușei și a sulfului în diverse fracțiuni; procentul cel mai ridicat de cenușă și de sulf se găsește în fracțiunea cea mai dură, fracțiune care prezintă și proprietăți inferioare de aglutinare.

— Huilele de gaz din Valea Jiului, măcinate selectiv, au un conținut din clasa granulometrică 0—0,2 mm, cu 4—7% mai mic decît conținutul respectiv al acelorași huile măcinate normal, ceea ce influențează pozitiv asupra calității cocsului.

— Probele de cocsificare efectuate la scara pilot în cutii de 120 kg indică în mod cert influența negativă a supragranulației (fracțiunea > 2—3 mm); eliminarea ei prin remăcinare duce la mărirea indicelui M_{40} și micșorarea indicelui M_{10}.

О РАЦИОНАЛЬНОМ ИСПОЛЬЗОВАНИИ ГАЗОВОГО КАМЕННОГО УГЛЯ ИЗ ШАХТ ЛУПЕНИ, УРИКАНИ И ВУЛКАН ДЛЯ ПОЛУЧЕНИЯ МЕТАЛЛУРГИЧЕСКОГО КОКСА

II. ВЛИЯНИЕ ГРАНУЛЯЦИИ УГЛЯ НА КАЧЕСТВО КОКСА

КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ

При решении вопроса производства качественного кокса, необходимо учитывать следующее:

— Характеристику используемых углей.

— Свойства, предъявляемые к коксу.

Технические средства, позволяющие использовать широкий диапазон слабококсующихся каменных углей, могут быть разделены на три категории:

1. Исходные технические средства, устанавливаемые при проектировании коксового завода (ширина печей, способ загрузки шихты).

2. Изменение вспомогательных установок коксовой батареи (гранулометрическое приготовление шихты, добавка отощителей).

3. Составление шихты путем выбора углей и выработки определенных технических условий работы коксовых печей (тепловой режим, гидравлический режим и пр.).

Целью проведенных испытаний в лабораторном и полупромышленном масштабе являлось улучшение механической прочности кокса путем специального гранулометрического приготовления шихты. Полученные результаты указывают на понижение показателя M_{10} и, в некоторых случаях, повышение показателя M_{40}.

RECHERCHES CONCERNANT L'UTILISATION RATIONNELLE DES HOUILLES À GAZ DE LUPENI, URICANI ET VULCAN, POUR LA FABRICATION DU COKE MÉTALLURGIQUE

II. INFLUENCE DE LA GRANULATION DU CHARBON SUR LA QUALITÉ DU COKE

RÉSUMÉ

Pour la fabrication d'un coke de bonne qualité, on doit tenir compte des facteurs suivants :

— Les caractéristiques du charbon utilisé ;

— Les conditions auxquelles doit satisfaire le coke obtenu.

Les moyens techniques permettant d'utiliser une large variété de houilles, qui ne possèdent que de faibles qualités de cokéfaction, peuvent être groupés en trois catégories :

1. Moyens techniques définitifs de construction, basés sur les éléments principaux de l'installation (largeur des fours, manière de les charger etc.) ;

2. Modification des installations auxiliaires de la batterie des fours (préparation granulométrique de la charge, addition de dégraissants) ;

3. Composition de la charge en ce qui concerne le choix du charbon et les conditions techniques d'exploitation des fours à coke (régime thermique, régime hydraulique, etc.).

Le but de ces recherches sur la cokéfaction, aussi bien au laboratoire qu'à l'usine pilote, a été l'amélioration de la résistance mécanique du coke des charbons de la vallée du Jiu au moyen d'une préparation granulométrique spéciale de la charge. Les résultats obtenus montrent la diminution de l'indice M_{10} et, dans certains cas, l'augmentation de l'indice M_{40}.

BIBLIOGRAFIE

1. Е. Б. Левин, *Черная металлургия капиталистических стран.* Часть VI. *Государственное научно-техническое издательство литературы по черной и цветной металлургии.* Москва, 1956.
2. I. Barbu şi colaboratori, *Contribuţii la problema pregătirii şarjei pentru cocsificare.* Metalurgia şi construcţia de maşini, **IX**, *3*, 27 (1957).
3. И. Ф. Пахолок, *Об использовании качества кокса и использовании в шихтах слабоспекающегося угля.* Угли, *5*, 26 (1956).
4. И. М. Лазовский, М. Г. Фельдбрин, И. С. Грязнов, *Коксование угольных шихт, подготовленных методом избирательного дробления.* Кокс и химия, *4*, 8 (1957).

DESPRE VALOAREA CIFREI PERMANGANATICE CA METODĂ DE CERCETARE ŞI CLASIFICARE A CĂRBUNILOR*)

DE

I. BLUM, C. IONESCU-PANAITESCU şi E. POHL

În această lucrare am abordat o problemă mult studiată şi discutată în literatura universală de către diverşi cercetători, chimişti în special, şi anume aceea a cercetării şi clasificării cărbunilor după vîrsta lor chimică, pe baza structurii şi componenţilor chimici şi fizico-chimici. S-a căutat, pe lîngă caracteristicile chimico-tehnice, bine cunoscute (Ut%, Mv %, C%, Pcal etc.), care serveau la clasificarea cărbunilor, o altă însuşire a acestora, care, mergînd pe scara îmbătrînirii cărbunilor, lignit → antracit, să poată furniza variaţiile necesare, pur chimice, în strînsă legătură cu gradul de carbonificare al cărbunilor. S-a folosit astfel capacitatea cărbunelui de a absorbi oxigenul, proprietate variabilă în raport cu stadiul de metamorfozare al componenţilor din cărbunii fosili.

Studii pentru stabilirea fenomenelor de autooxidare a cărbunilor depozitaţi şi a componenţilor cei mai înclinaţi spre absorbţia oxigenului au fost făcute de mulţi cercetători străini, iar la noi în ţară au fost începute de N. Dănăilă [1] şi continuate de I. Blum [2], [3].

Ca urmare a acestor studii s-a stabilit că în special cărbunii fosili tineri (inferiori) au o tendinţă accentuată spre autooxidare, iar dintre componenţii care caracterizează fazele inferioare de metamorfozare, în special acizii humici sînt cei mai uşor oxidabili.

Un indiciu de autooxidare a cărbunilor depozitaţi, după Boudonard, ar fi formarea acizilor humici. H. Schrader [4], şi F. Walter şi W. Bielenberg [5] au făcut studii despre formarea acizilor humici prin oxidarea ligninei, atît în cărbuni cît şi în alte substanţe organice care conţin lignină; Bielenberg a studiat absorbţia oxigenului

*) Lucrare prezentată la Sesiunea tinerilor cercetători din 25—26 aprilie 1958.

de către cărbunii umectați cu hidroxizi alcalini și a observat că aceasta depinde în mare măsură de gradul de umectare. De asemenea, s-a observat că acei cărbuni cărora li s-a extras bitumenul absorb o cantitate mai mare de oxigen decît cărbunii neextrași.

Acizii humici și lignina, componenți caracteristici cărbunilor tineri, sînt elementele chimice de ordin interior, care absorb cantități mari de oxigen și, cu cît ne îndepărtăm spre antracit, pe scara de carbonificare a cărbunilor, produșii lor de metamorfozare sînt mai greu oxidați și aici intervine rolul agentului și procedeul de oxidare.

Încercările de a se determina oxidabilitatea cu ajutorul unui agent oxidant și măsurarea apoi cantitativă a oxigenului consumat au fost diferite, după cercetători; de exemplu s-au folosit NO_3H, $KClO_3$, reactivul Hoffman ($HCl + KClO_3$) etc. Aceste încercări nu au dus însă la rezultatele dorite, majoritatea reactivilor atacînd lignina și acizii humici numai superficial și anume numai legăturile laterale ale moleculelor. În anul 1926 Bone și Quarendon au încercat să oxideze cu MnO_4K în mediu alcalin reziduurile de la extracțiile cu benzen ale cărbunelui sub presiune. Lucrările din anii următori ale lui D. J. W. Kreulen în Olanda, I. Blum în Romînia, J. Gabinski și Gussinskaia în U.R.S.S., J. Heathcoat în Anglia, W. Francis, W. A. Bonne, H. L. Olin și W. W. Waterman în S.U.A., H. Winter, K. Drees și G. Kowalski în Germania, și alți cercetători din alte țări, au folosit soluția de MnO_4K, care atacă însăși inelele moleculelor. Valoarea care s-a obținut prin măsurarea cantității de oxigen, respectiv a cantității de MnO_4K, consumată la oxidarea unui cărbune a fost denumită *cifra permanganatică*. Cu cît un cărbune este mai tînăr din punct de vedere chimic, cu atît cifra permanganatică este mai ridicată în valoare relativă și invers.

Determinarea acesteia s-a făcut atît în mediu acid, cît și în mediu bazic.

În mediu acid cercetări deosebite au fost făcute de D.J.W. Kreulen [6], [7], J. Gabinski și S. Gussinskaia [8], iar la noi în țară, Pascal Popescu [9] a făcut cîteva încercări. Toți au lucrat cu H_2SO_4 și $Mn\ O_4K$, variabile fiind numai temperatura și timpul atacului oxidant.

Majoritatea studiilor s-au referit însă la oxidarea în mediu alcalin, folosind KOH și MnO_4K, iar pentru titrare, acidul oxalic sau tiosulfat în prezență de iodură de potasiu și amidon.

Metodele care întrebuințează mediu alcalin pentru oxidare sînt ale lui: J. Heathcoat [10], W. Francis [11], H. Winter [12] și K. Drees și G. Kowalski [13]. Ultimele trei metode lucrează cu cărbune extras cu piridină, spre a obține suprafețe cît mai uniforme pentru oxidare, iar metoda Heathcoat, umectează cărbunele cu soluție perminal 1%, pentru a asigura un contact cît mai intim între cărbune și soluția alcalină.

Valoarea consumului de permanganat, în cm^3, raportat la 0,5 g cărbune curat (fără cenușă) se numește *cifra permanganatică*.

Avantajele și dezavantajele determinării cifrei permanganatice în mediu acid sînt următoarele:

Avantaje:

— Timpul de executare a operațiilor este foarte mic (circa 15—20 minute).

— se elimină operația greoaie a extragerii cu piridină.

— se elimină posibilitatea de oxidare a cărbunelui în timpul uscării sale față de metodele în care extragerea cu piridină mărește suprafața cărbunelui expusă agentului oxidant.

Dezavantaje :

— Consumul de oxigen, deci de MnO_4K, este mai mare decît la metodele ce folosesc mediul alcalin. Aceasta se datorește după Tideswell și Francis, substanței anorganice din cărbune, care descompune catalitic o parte din MnO_4K și deci numai o parte reacționează cu cărbunele.

— De aici, în cazul lucrului cu cărbuni cu cantități mari și diferite de cenușă, rezultatele care se obțin, nu mai sînt concludente.

Și determinările în mediu alcalin prezintă avantajele și dezavantajele lor. Acestea sînt :

Avantaje :

— Oxidarea cu MnO_4K în mediu alcalin este mai puternică, ducînd la distrugerea însăși a moleculei, nu numai a legăturilor laterale și a dublelor legături. Acest lucru este caracteristic pentru cărbunii tineri.

— Nu mai are loc descompunerea catalitică a MnO_4K. Acest lucru l-au arătat W. Francis [11] și H. Winter [12]. H. Winter a tratat piatra silicioasă, întrebuințată la construcția cuptoarelor de cocs (asemănătoare substanțelor anorganice din cărbune) cu MnO_4K și nu a rezultat consum de MnO_4K.

— Extragerea în prealabil a cărbunelui cu piridină ușurează oxidarea acestuia prin mărirea și uniformizarea suprafeței (W. Francis [14]) (suprafața granulelor, inclusiv a porilor). H. Ganzelin și B. Grussard [15] au arătat relația între viteza de reacție a cărbunelui cu MnO_4K, care este proporțională cu suprafața cărbunelui, și concentrația permanganatului.

— Se obțin rezultate comparabile și fără variații mari la determinările executate la același cărbune (încălzirea se face pe baie de apă iar K. Drees lucrează în termostat la 75°C).

Dezavantaje :

— Timpul necesar determinării este mult mai mare.

— Pot interveni erori dacă uscarea cărbunelui după extracția cu piridină nu se face atent. De aceea, K. Drees și G. Kowalski [13] usucă cărbunele, după extracție, la 105°C în vid.

Rezultatele obținute la determinarea cifrei permanganatice prin metodele amintite pînă acum sînt influențate de asemenea de următorii factori :

a. timpul de reacție ;

b. temperatura de reacție ;

c. concentrația soluției de permanganat ;

d. granulația materialului supus determinării ;

e. starea de oxidare a cărbunelui înainte de începerea determinării.

a. D. J. W. Kreulen [6], în studiul său asupra determinării cifrei permanganatice în mediu acid, arată că la un timp de încălzire scurt (10 minute) variațiile nu sînt sensibile. La un timp de încălzire mai lung,

ar putea avea loc reacţii de distrugere a MnO_4K, prin reacţii secundare, ceea ce ar mări mult cifra permanganatică. Pentru aceleaşi motive timpul de reacţie la determinarea în mediu alcalin a fost fixat la 50—60 minute.

b. Viteza de reacţie creşte cu temperatura [9] iar creşterea temperaturii peste o anumită limită poate produce fenomene de supraîncălzire a MnO_4K, cu formare de superoxizi de mangan care pot da naştere la erori în valoarea cifrei permanganatice ; astfel K. Drees şi G. Kowalski [13] nu depăşesc 75°C.

c. Influenţa concentraţiei soluţiei de MnO_4K a fost studiată de Kreulen, care a arătat că la cărbunii tineri în special, cu capacitate accentuată de absorbţie a oxigenului, variaţia concentraţiei permanganatului modifică sensibil rezultatele. Pentru a arăta erorile în asemenea cazuri, valorile găsite pentru cifra permanganatică au fost calculate după formula lui Lagrange la centimetrul cub de O_2.

d. Viteza de reacţie a determinării cifrei permanganatice creşte cu mărirea fineţei granulaţiei cărbunilor (prin mărirea suprafaţei de reacţie).

De aici se ivesc o serie de erori, deoarece nu este întotdeauna posibil a se păstra o granulaţie uniformă pentru toţi cărbunii studiaţi. Aici intervine şi compoziţia petrografică a cărbunilor care, prin duritatea diferită a granulelor componenţilor respectivi, modifică procentajul granulaţiei particulelor de cărbune pentru o clasă granulometrică anumită.

S-au făcut studii de determinare a cifrei permanganatice pe concentrate de componenţi petrografici [5], [12], insuficient de concludente însă. Se explică astfel de ce pentru un anumit cărbune nu există o anumită cifră permanganatică, exprimată printr-un număr, ci ea este dată de un interval de valori.

e. Este de preferat ca la executarea determinărilor cifrei permanganatice să se întrebuinţeze cărbuni proaspeţi, deoarece oxidarea anterioară a materialului, duce, după cum au observat K. Drees şi G. Kowalski [13], la variaţii ale cifrei permanganatice.

Şi componentele chimice ale cărbunelui se comportă diferit la atacul oxidant cu MnO_4K. Astfel :

a. Huminele, care provin din acizii humici prin avansarea procesului de metamorfozare, sub acţiunea oxidantă a MnO_4K, trec din nou în acizi humici ; aceştia, împreună cu NaOH, dau sărurile de sodiu ale acizilor humici uşor solubile. În acest caz cifra permanganatică se poate exprima prin cantitatea de humine din cărbune trecută în soluţie, exprimată în procente [11].

La cărbunii mai bătrîni huminele au tendinţa să piardă din conţinutul de hidrogen şi să-şi transforme sistemul de inele ciclice benzenice în reţele moleculare din ce în ce mai mari, pentru a trece la structuri grafitice. Astfel, aici cantitatea de humine cît şi structura susceptibilă atacului oxidant devin din ce în ce mai reduse (descresc), micşorîndu-se astfel şi valoarea cifrei permanganatice. În acest fel vedem că cifra permanganatică poate servi drept criteriu de clasificare a cărbunilor.

b. Bituminele din cărbune au, în stare pură, o capacitate redusă de oxidare, după cum au stabilit K. Drees şi G. Kowalski [13].

Prezența lor în cărbune influențează cifra permanganatică după cantitatea și finețea grăunților de bitumen. Cercetătorii mai sus menționați mai arată că, la extracția bitumenului cu piridină, după metodele engleze de determinare a cifrei permanganatice, se pot ivi erori, deoarece extragerea nu este totdeauna totală și, pe de altă parte, o anumită fracțiune de bitumen, și anume bitumenul B, este format din humină cu molecule mici, care este astfel sustrasă atomului oxidant al MnO_4K. De aceea, ei au propus să nu se mai facă extracția cu piridină anterior determinării cifrei permanganatice. În cazul determinării cifrei permanganatice în mediu alcalin la cărbunii extrași, valorile obținute sînt mai mari decît pentru aceiași cărbuni neextrași în prealabil, dar și în acest caz se păstrează ordinea valorilor, pentru cifra permanganatică, după gradul de carbonificare.

c. Resturile de plante vizibile sînt foarte rezistente la acțiunea MnO_4K astfel că nu au nici o influență asupra cifrei permanganatice.

d. Influența substanței anorganice din cărbune a fost arătată în cazul determinării cifrei permanganatice în mediu acid. În mediu alcalin ea nu mai are același rol catalizator pentru distrugerea permanganatului, ci doar — în cazul cărbunilor cu multă cenușă — exercită un rol de înfrînare a reacției de oxidare.

Din cele ce am văzut pînă aici, se poate constata că determinarea cifrei permanganatice a unui cărbune poate servi la :

a. anumite lămuriri asupra structurii chimice a cărbunilor.

b. indicații asupra capacității lui de cocsificare.

c. stabilirea gradului de îmbătrînire a cărbunelui respectiv [18], [13], [12].

a. Prin metodele de distrugere violentă a moleculei cărbunelui, nu s-au putut obține date privitoare la compușii chimici intermediari. B. Randall [16] a făcut o serie de studii asupra unor compuși organici, care, prin oxidare cu MnO_4K, au dat produși asemănători celor obținuți la oxidarea cărbunilor. S. G. Ward [17], de asemenea, oxidînd blînd cu MnO_4K, în mediu alcalin, acizi humici extrași din cărbune, a obținut acizii subhumici, care, tratați cu săruri anorganice și supuși la extracție cu diferiți solvenți, au pus în evidență o serie de produși cu conținut de N, grupe OH și COOH.

b. K. Drees și G. Kowalski [13] au executat o serie de încercări pentru a găsi o legătură între capacitatea de cocsificare a cărbunilor și cifra permanganatică.

S-au încălzit probe de cărbuni la diferite temperaturi — temperatura inferioară începutului de înmuiere, temperatura de începere a înmuierii cărbunilor și temperatura de formare a semicocsului și s-a determinat în fiecare caz cifra permanganatică.

S-a constatat că în primul caz cifra permanganatică scade față de cea a cărbunilor inițiali, mai mult sau mai puțin, după gradul de carbonificare sau capacitatea de cocsificare a cărbunilor. La temperatura începutului de înmuiere a cărbunelui cifra permanganatică începe să crească puțin, pentru a scădea din nou la o încălzire a cărbunelui la temperatura de formare a semicocsului.

Intervalul de scădere a valorii cifrei permanganatice a cărbunelui preîncălzit la temperaturi inferioare începutului de înmuiere este caracteristic pentru capacitatea de cocsificare a unui cărbune, o scădere puternică arătînd o capacitate de cocsificare redusă.

S-au putut obţine cu această ocazie unele lămuriri asupra comportării cărbunilor maţi şi lucioşi la cocsificare. S-a observat că cifrele permanganatice ale cărbunilor maţi sînt mai mari decît cele ale cărbunilor lucioşi. Această diferenţă se menţine, în mod corespunzător, şi la cifrele permanganatice obţinute la cărbunii supuşi preîncălzirii la temperaturile de care am vorbit mai înainte. Se poate deduce de aici, pentru cărbunii lucioşi, o susceptibilitate de cocsificare mai accentuată ca la cărbunii maţi. Aceasta se explică printr-o masă humică a cărbunelui lucios mai carbonificată decît aceea a cărbunelui mat.

c. H. L. Olin şi W. W. Waterman [18], bazaţi pe metoda de determinare a cifrei permanganatice a lui Heathcoat şi Francis, cu mici modificări, au determinat cifra permanganatică a unei serii de cărbuni, pornind de la lignit la antracit; ţinînd seama de capacitatea de oxidare cu MnO_4K a diferitelor sorturi de cărbuni, au făcut dovada că cifra permanganatică poate fi folosită la clasificarea cărbunilor. Ei au ţinut seama de domeniul variaţiei cifrei permanganatice pentru fiecare cărbune în parte, domenii care se întrepătrund, şi au obţinut astfel o scară de carbonificare în care au inclus cărbunii lor, în concordanţă perfectă cu procentele de materii volatile şi carbon fix.

Într-o lucrare împreună cu P. L. Conrad, M. Krouse şi R. E. Whitson [19], acelaşi H. L. Olin stabileşte o dependenţă între cifra permanganatică, puterea calorifică a cărbunilor şi conţinutul de carbon. Lucrînd cu 49 de tipuri de cărbuni şi punînd într-o diagramă pe abscisă cifra permanganatică iar pe ordonată conţinutul de carbon (conform clasificării ASTM D 388-38), respectiv puterea calorifică, obţine o linie aproape dreaptă scăzînd de la antracit la cărbune brun, ce arată clar că cifra permanganatică şi gradul de carbonificare sînt invers proporţionale.

La noi în ţară, Pascal Popescu, în 1942 a încercat o clasificare a cărbunilor noştri după cifra permanganatică.

Folosind aşadar datele din literatură a căror expunere sumară am făcut-o aici şi întrebuinţînd ca metodă de lucru oxidarea cu MnO_4K atît în mediu acid cît şi în mediu alcalin, în condiţii constatate de noi ca optime, în urma mai multor încercări, am căutat să stabilim valabilitatea cifrei permanganatice drept criteriu de clasificare şi în ceea ce priveşte cărbunii romîneşti. Încercările au decurs pe o scară mai largă şi mai variată decît pînă acum şi s-au extins la un număr mai mare de probe de cărbuni.

Cărbunii asupra cărora s-au executat lucrările din comunicarea de faţă reprezintă toate gradele scării de carbonificare de la cărbune brun, amorf pămîntos, la huilă antracitoasă inclusiv, şi anume: cărbunii de Căpeni, Vărghiş, Rovinari, Schitu Goleşti, Şorecani, Codlea, Petrila, Vulcan, Uricani, Lupeni, Secul, Anina şi Baia Nouă.

Determinările cifrei permanganatice s-au făcut pentru cărbunii de mai sus extrași și neextrași cu piridină, pentru sorturile granulometrice și densimetrice ale unora dintre probe și pentru un steril.

Cărbunilor li s-a executat în prealabil analiza tehnică, elementară și puterea calorifică iar rezultatele sînt trecute în tabela 1.

Tabela 1

Analiza cărbunilor studiați

Denumirea cărbunelui	U_h %	Cen. 105°C %	Rezultate raportate la masa combustibilă						
			MV %	Analiza elementară				Puterea calorifică kcal/kg	
				C %	H %	Sc %	O+N %	Ps	Pi
Căpeni	21,10	27,20	54,20	60,46	4,80	1,70	33,04	5 906	5 647
Vărghiș	18,52	25,45	56,90	61,48	5,59	0,45	32,48	5 983	5 671
Rovinari	14,15	19,74	58,50	63,10	6,20	3,00	27,70	6 037	5 702
Schitu Golești	12,58	26,41	56,20	65,71	5,50	0,69	28,10	6 454	6 157
Șorecani	8,12	23,91	44,48	70,24	5,20	7,12	17,44	6 911	6 630
Codlea	9,25	12,96	42,90	72,61	5,48	2,37	19,54	7 273	6 977
Petrila	3,35	20,19	43,70	73,84	5,59	3,72	16,85	7 400	7 056
Vulcan	2,54	7,05	41,70	76,80	5,60	3,12	14,48	7 900	7 429
Uricani	2,65	7,29	42,02	78,90	6,01	1,76	13,33	8 050	7 726
Lupeni	1,95	9,49	42,60	78,97	6,00	3,00	12,03	8 095	7 771
Secul	1,66	9,96	32,20	84,23	4,61	1,66	9,50	8 160	7 912
Anina	1,40	7,64	29,70	85,35	4,71	0,60	9,34	8 180	7 930
Baia Nouă	0,56	5,50	9,20	93,43	4,80	0,44	1,33	8 670	8 411

În ceea ce privește metoda de determinare a cifrei permanganatice în mediu acid, după ce s-au încercat în laborator toate metodele cunoscute, ne-am oprit la un procedeu care permitea un lucru mai ușor și precis, procedeu obținut prin unele modificări aduse metodelor Gabinski și Kreulen ; astfel, de exemplu, s-a întrebuințat MnO_4K, $n/1$ în loc de soluții $n/10$, deoarece reacția de oxidare în al doilea caz cerea consum prea mare de reactiv și vase de capacitate prea mare. S-a ales un timp optim pentru reacția de oxidare și titrarea s-a făcut cu tiosulfat în loc de acid oxalic.

Determinarea cifrei permanganatice în mediu alcalin a fost executată după metoda Drees și Kowalski. Toate rezultatele au fost calculate în centimetri cubi de MnO_4K la 0,5 g cărbune curat, adică la 0,5 g masă combustibilă.

REZULTATE OBȚINUTE

Trebuie mai întîi să menționăm că toate lucrările pentru efectuarea acestui studiu au fost repetate, după un timp oarecare, asupra a noi probe din cărbunii amintiți, pentru a vedea, nu dacă vom da peste aceleași cifre — deoarece probele erau altele și era normal să avem variații caracteristice domeniului de valori despre care am vorbit — ci dacă se păstrează aceeași scară de valori, caracteristică gradului de îmbătrînire a cărbunilor studiați, condițiilor de lucru și elementelor determinante, adică factorii

care influenţează valoarea cifrei permanganatice, de exemplu cantitatea de substanţe anorganice (determinată prin cenuşă), starea de oxidare a cărbunilor anterioară determinării, mărirea, prin extracţie, a suprafeţei de oxidare ş.a.

Am obţinut rezultate concordante în toate cazurile şi, dintre acestea, redăm aici pe cele mai importante (caracteristice).

Pentru a vedea influenţa *timpului de reacţie* asupra valorilor cifrei permanganatice, am lucrat cu cinci probe de cărbune de Vărghiş, menţinînd concentraţia soluţiei de MnO_4K şi temperatura constante; rezultatele determinării cifrei permanganatice în mediu alcalin sînt redate în tabela 2.

Tabela 2

Variaţia cifrei permanganatice în raport cu timpul de reacţie

Timpul (minute)	Cifra permanganatică la 0,5 g cărbune curat (masă combustibilă)
30	109
60	110
90	112
150	115
180	115
210	116

Concentraţia MnO_4K = const.
Temperatura = const.

Tabela 3

Variaţia cifrei permanganatice în raport cu concentraţia soluţiei de MnO_4K

Concentraţia soluţiei de MnO_4K	Cifra permanganatică la 0,5 g cărbune curat (masă combustibilă)
$n/1$	119
$n/1{,}25$	117
$n/1{,}5$	112
$n/1{,}75$	107
$n/2$	106

Temperatura = const. (70–80°C).
Timpul = const. (2 ore).

Influenţa concentraţiei soluţiei de MnO_4K asupra valorilor cifrei permanganatice este redată în tabela 3; s-a lucrat în mediu alcalin cu cărbune de Vărghiş, menţinîndu-se temperatura şi timpul constante (70–80°C şi 2 ore).

Variaţia cifrei permanganatice determinată în mediu alcalin, tot pentru cărbune de Vărghiş, în *raport cu temperatura de reacţie*, menţinîndu-se concentraţia soluţiei de MnO_4K şi timpul constante, este redată în tabela 4. Figura 1 reprezintă influenţa acestor trei factori asupra cifrei permanganatice.

Pentru a stabili *influenţa catalitică a substanţei anorganice din cărbune asupra descompunerii MnO_4K în mediu acid*, am folosit cinci probe dintr-un steril de cărbune (cenuşa 90,2%), la care am determinat cifra permanganatică în raport cu timpul de reacţie. Privind tabela 5, se poate vedea că substanţa anorganică influenţează în bună măsură rezultatele obţinute pentru cifra permanganatică.

Lucrînd însă cu acelaşi steril în mediu alcalin, s-a obţinut doar un consum de 1,6 cm^3 MnO_4K de concentraţie $n/1$ pentru 0,5 g substanţă. Acest consum minim se poate neglija, faţă de rezultatele obţinute la mediu acid, mai ales că este foarte probabil că el se datoreşte urmelor de cărbune ce mai există în steril; putem aşadar să afirmăm că în mediu alcalin sterilul nu are nici o acţiune de descompunere catalitică a permanganatului.

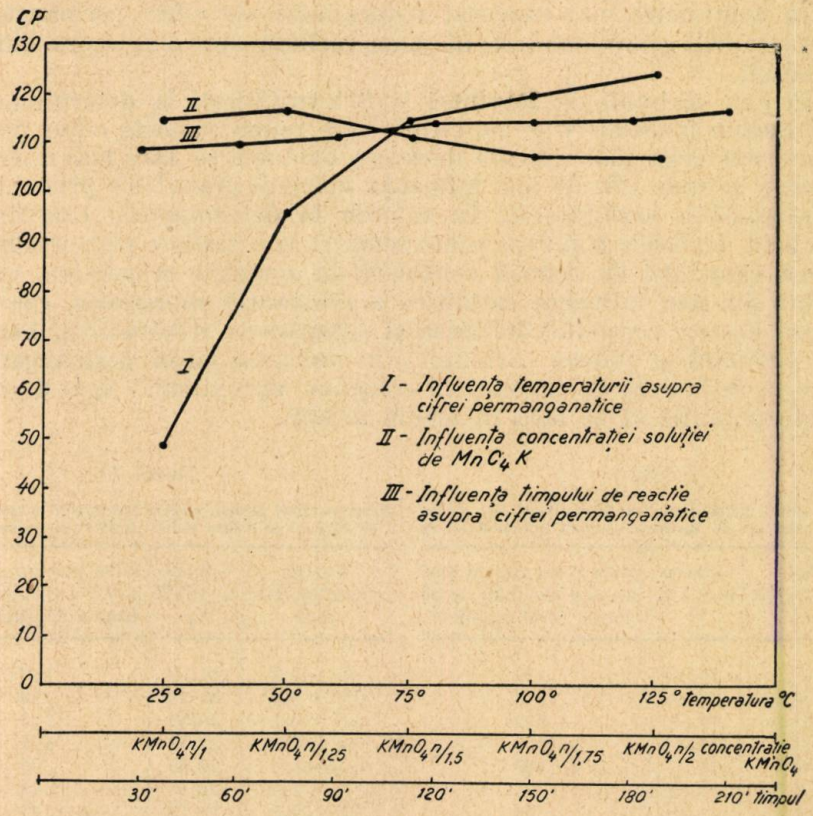


Fig. 1

Tabela 4

Variația cifrei permanganatice în raport cu temperatura de reacție

Temperatura °C	Cifra permanganatică la 0,5 g cărbune curat (masă combustibilă)
25	49
50	97
75	115
100	120
125	124

Concentrația soluției MnO_4K = const.
Timpul = const.

Tabela 5

Determinarea cifrei permanganatice în mediul acid la steril. Variația cifrei permanganatice funcție de timp

Timp de încălzire (minute)		Cifra permanganatică la 0,5 g steril
până la 100° C	la 100°C	
30	10	51,94
30	20	90,70
30	30	97,10
30	40	133,50
30	50	149,60

În continuare, s-au executat determinări ale cifrei permanganatice pentru sorturile granulometrice ale unor cărbuni, spre a se vedea influența granulației.

Pentru cărbunii de Rovinari și Schitu Golești la determinările în mediu alcalin (tabelele 6 și 7), cifrele care redau valorile cifrei permanganatice sînt ceva mai ridicate deoarece oxidarea se face mai intens; de asemenea, se vede clar de aici influența mărimii granulelor prin scăderea proporțională a rezultatelor. În schimb la determinările executate în mediu acid (tabelele 8 și 9) se poate remarca și o scădere proporțională cu scăderea cantității de cenușă conținută în sorturile respective, ceea ce confirmă din nou influența catalitică a substanței anorganice, care incomodează deseori reproductibilitatea și comparația rezultatelor. Pentru a putea compara și judeca cărbunii prin valoarea cifrei permanganatice, trebuie să se lucreze cu cărbuni cu conținut aproximativ egal de cenușă sau determinările să se facă în mediu alcalin.

Tabela 6

Valoarea cifrei permanganatice determinată în mediu alcalin la cărbuni de Rovinari (sorturi granulometrice)

Sortul granulometric mm	Cenușa la 105°C %	Cifra permanganatică la 0,5 g cărbune curat (masă combustibilă)
0 —0,1	25,80	129
0,1 —0,2	23,49	118
0,2 —0,35	10,56	115
0,35—0,4	11,47	106
0,4 —0,5	11,80	100
0,5 —0,75	11,32	85
0,75—1,0	11,20	74

Tabela 7

Valoarea cifrei permanganatice determinată în mediu alcalin la cărbuni de Schitu Golești (sorturi granulometrice)

Sortul granulometric mm	Cenușa la 105°C %	Cifra permanganatică la 0,5 g cărbune curat (masă combustibilă)
0 —0,2	41,73	137
0,2 —0,3	35,33	128
0,3 —0,4	30,52	113
0,4 —0,75	27,13	108
0,75—1,0	26,90	90
1,0 —1,5	26,50	88
1,5 —2,0	26,50	71
2,0 —2,5	21,00	65

Tabela 8

Valoarea cifrei permanganatice determinată în mediu acid la cărbuni de Rovinari (sorturi granulometrice)

Sortul granulometric mm	Cenușa la 105°C %	Cifra permanganatică la 0,5 g cărbune curat (masă combustibilă)
0 —0,1	25,80	125
0,1 —0,2	23,49	109
0,2 —0,35	10,56	84
0,35—0,4	11,47	68
0,4 —0,5	11,80	53
0,5 —0,75	11,32	47
0,75—1,0	11,20	37

Tabela 9

Valoarea cifrei permanganatice determinată în mediu acid la cărbuni de Schitu Golești (sorturi granulometrice)

Sortul granulometric mm	Cenușa la 105°C %	Cifra permanganatică la 0,5 g cărbune curat (masă combustibilă)
0 —0,2	41,73	135
0,2 —0,3	35,33	102
0,3 —0,4	20,52	88
0,4 —0,75	27,13	70
0,75—1,0	26,90	52
1,0 —1,5	26,50	49
1,5 —2,0	26,50	49
2,0 —2,5	21,00	44

S-au mai executat determinări de cifre permanganatice pentru sorturile densimetrice ale acelorași cărbuni, din care reiese în mod evident influența conținutului de substanță anorganică în descompunerea permanganatului de potasiu (fig. 2 și 3).

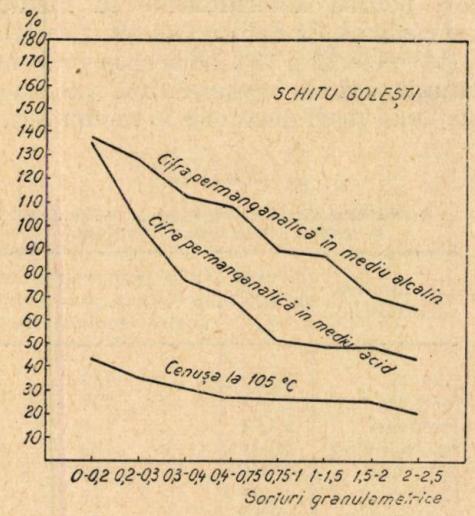


Fig. 2

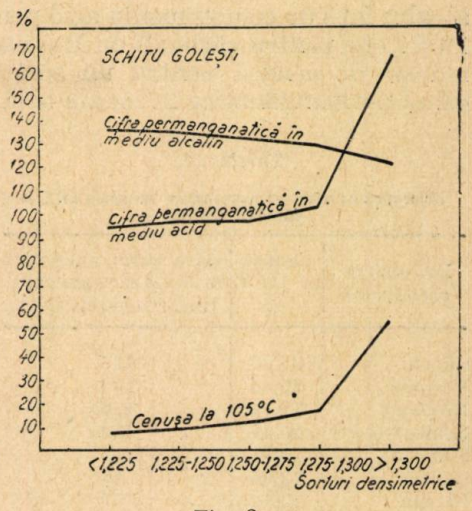


Fig. 3

Tabela 10

Valoarea cifrei permanganatice determinată în mediu acid la cărbuni de Schitu Golești (sorturi densimetrice)

Sortul densimetric	Cenușa la 105°C %	Cifra permanganatică la 0,5 g cărbune curat (masă combustibilă)
<1,225	6,72	95
1,225—1,250	9,26	97
1,250—1,275	10,17	97
1,275—1,300	16,40	103
>1,300	54,13	168

Tabela 11

Valoarea cifrei permanganatice determinată în mediu alcaliu la cărbuni de Schitu Golești (sorturi densimetrice)

Sortul densimetric	Cenușa la 105°C %	Cifra permanganatică la 0,5 g cărbune curat (masă combustibilă)
<1,225	6,72	136
1,225—1,250	9,26	135
1,250—1,275	10,17	132
1,275—1,300	16,40	129
>1,300	54,13	121

Tabela 12

Valoarea cifrei permanganatice determinată în mediu acid la cărbuni de Rovinari (sorturi densimetrice)

Sortul densimetric	Cenușa la 105°C %	Cifra permanganatică la 0,5 g cărbune curat (masă combustibilă)
< 1,44	10,42	82
1,44—1,46	13,43	88
1,46—1,47	14,53	90
1,47—1,48	14,83	94
1,48—1,49	16,46	103
1,49—1,50	18,01	108
1,50—1,54	25,51	113
1,54—1,58	27,50	118
> 1,58	37,30	124

Tabela 13

Valoarea cifrei permanganatice determinată în mediu alcalin la cărbuni de Rovinari (sorturi densimetrice)

Sortul densimetric	Cenușa la 105°C %	Cifra permanganatică la 0,5 g cărbune curat (masă combustibilă)
< 1,44	10,42	131
1,44—1,46	13,43	126
1,46—1,47	14,53	116
1,47—1,48	14,83	113
1,48—1,49	16,46	110
1,49—1,50	18,01	103
1,50—1,54	25,51	100
1,54—1,58	27,50	98
> 1,58	37,30	97

Se observă diferenţele de valori pentru determinările în mediu alcalin faţă de cele în mediu acid pentru cărbunii de Schitu Goleşti (tabelele 10 şi 11) şi pentru cărbunii de Rovinari (tabelele 12 şi 13). La acelaşi procent ridicat de cenuşă pentru un sort anumit, cifrele reprezentînd valoarea cifrei permanganatice în mediu acid sînt mai mari decît cele în mediu alca-

Tabela 14

Determinarea cifrei permanganatice în mediu acid, la cărbunii studiaţi

Denumirea cărbunelui	Cenuşa la 105°C %	Cifra permanganatică la 0,5 g cărbune curat (masă combustibilă)
Căpeni	27,20	133
Vărghiş	25,45	130
Rovinari	19,74	120
Schitu Goleşti	26,41	129
Şorecani	23,91	114
Codlea	12,96	86
Petrila	20,19	77
Vulcan	7,05	66
Uricani	7,29	53
Lupeni	9,49	51
Secul	9,96	42
Anina	7,64	41
Baia Nouă	5,50	26

Tabela 15

Determinarea cifrei permanganatice în mediu acid, la cărbunii studiaţi extraşi cu piridină

Denumirea Cărbunelui	Cenuşă la 105°C %	Cifra permanganatică la 0,5 g cărbune curat (masă combustibilă)
Căpeni	27,20	136
Vărghiş	25,45	137
Rovinari	19,74	130
Schitu Goleşti	26,41	133
Şorecani	23,91	119
Codlea	12,96	79
Petrila	20,19	85
Vulcan	7,05	63
Uricani	7,29	52
Lupeni	9,49	52
Secul	9,96	47
Anina	7,64	42
Baia Nouă	5,50	29

lin, deşi oxidarea este mai puternică în mediu alcalin (influenţa substanţei anorganice — Winter). La lucru în mediu alcalin se observă o uşoară înfrînare a reacţiei provocată de creşterea accentuată a procentului de cenuşă.

După ce am verificat influenţa factorilor amintiţi mai sus, am trecut la determinarea cifrei permanganatice pentru cărbunii aleşi să reprezinte toate treptele de carbonificare de la cărbunele brun pămîntos pînă la huilă antracitoasă inclusiv.

Aceste determinări au fost efectuate în mediu acid şi alcalin, asupra cărbunilor, ca atare, cît şi asupra cărbunilor extraşi cu piridină.

Rezultatele sînt înscrise în tabelele 14, 15, 16 şi 17.

După cum se observă din cercetarea acestor tabele, clasificarea cărbunilor romîneşti — din punctul de vedere al valorilor cifrei permanganatice — respectă clasificarea pe baze chimico-geologice a cărbunilor respectivi. Valorile obţinute pentru cărbunii extraşi cu piridină sînt, aşa cum am amintit, mai mari decît pentru cărbunii neextraşi, avînd în vedere mărirea suprafeţei oferită spre oxidare.

Dat fiind că am văzut influenţa substanţei anorganice în cazul determinărilor în mediu acid şi cu toate că la cărbunii luaţi în lucru, în special la cărbunii mai bătrîni, nu am avut cenuşi mari, care să denatureze rezultatele — după cum se şi vede din tabele — ne vom opri în special asupra rezultatelor obţinute la lucrul în mediu alcalin (tabelele 16 şi 17). Se vede că s-au obţinut valori crescînde de la huile spre cărbunii bruni pămîn-

toşi, valori prin care diferitele specii de cărbuni se pot încadra în clasele respective.

Trebuie menţionat că la repetarea lucrărilor cu noi probe din aceiaşi şi încă alţi cărbuni, nu am mai găsit exact aceleaşi valori ale cifrei permanganatice, ci s-au obţinut valori apropiate. Aceasta se datoreşte,

Tabela 16

Determinarea cifrei permanganatice în mediu alcalin la cărbunii studiaţi

Denumirea cărbunelui	Cenuşa la 105°C %	Cifra permanganatică la 0,5 g cărbune curat (masă combustibilă)
Căpeni	27,20	124
Vărghiş	25,45	116
Rovinari	19,74	113
Schitu Goleşti	26,41	115
Şorecani	23,91	100
Codlea	12,96	74
Petrila	20,19	65
Vulcan	7,05	61
Uricani	7,29	52
Lupeni	9,49	52
Secul	9,96	37
Anina	7,64	36
Baia Nouă	5,50	17

Tabela 17

Determinarea cifrei permanganatice în mediu alcalin la cărbunii studiaţi extraşi cu piridină

Denumirea cărbunelui	Cenuşa la 105°C %	Cifra permanganatică la 0,5 g cărbune curat (masă combustibilă)
Căpeni	27,20	142
Vărghiş	25,45	135
Rovinari	19,74	114
Schitu Goleşti	26,41	133
Şorecani	23,91	102
Codlea	12,96	99
Petrila	20,19	88
Vulcan	7,05	86
Uricani	7,29	70
Lupeni	9,49	70
Secul	9,96	52
Anina	7,64	37
Baia Nouă	5,50	19

după cum am amintit mai înainte, variaţiei compoziţiei chimico-petrografice a probei respective; se obţine astfel pentru fiecare cărbune în parte un interval — domeniu — de valori ale cifrei permanganatice.

În lucrarea de faţă nu au fost făcute, pentru acelaşi cărbune, decît două-trei determinări la două probe diferite şi de aceea nu am putut da pentru zăcămîntul respectiv intervalul de valori în care este cuprins, ceea ce ar fi necesitat un număr mult mai mare de încercări.

În concluzie, se observă din determinările făcute de noi anumite domenii de variaţie a valorii cifrei permanganatice pentru cărbunii studiaţi, pe clase, cuprinse aproximativ în următoarele limite:

clasa	cărbunilor bruni pămîntoşi	între	110—130
„	ligniţilor	„	100—115
„	cărbunilor bruni maţi şi lucioşi	„	60—100
„	huilelor de gaz	„	40— 60
„	huilelor grase de cocs	„	20— 40
„	huilelor antracitoase şi antraciţilor	„	< 20

Dacă înscriem într-un grafic valorile obţinute pentru cărbunii studiaţi, pe ordonată punînd valorile cifrei permanganatice iar pe abscisă cărbunii, obţinem diagrama din figura 4.

La determinarea cifrei permanganatice în mediu alcalin pentru sorturile densimetrice am observat că valorile obţinute nu urmează o regulă anumită (exceptînd influenţa materialului anorganic), ceea ce se poate explica prin compoziţia chimică petrografică diferită pentru fiecare sort în parte. Din această cauză, nu putem trasa aceleaşi diagrame ca în

cazul celor 13 cărbuni studiaţi, unde probele la care s-au făcut determinările erau sitate prin aceeaşi sită şi prezentau o compoziţie mai omogenă. Ele ar fi fost valabile şi în cazul sorturilor densimetrice numai dacă am fi

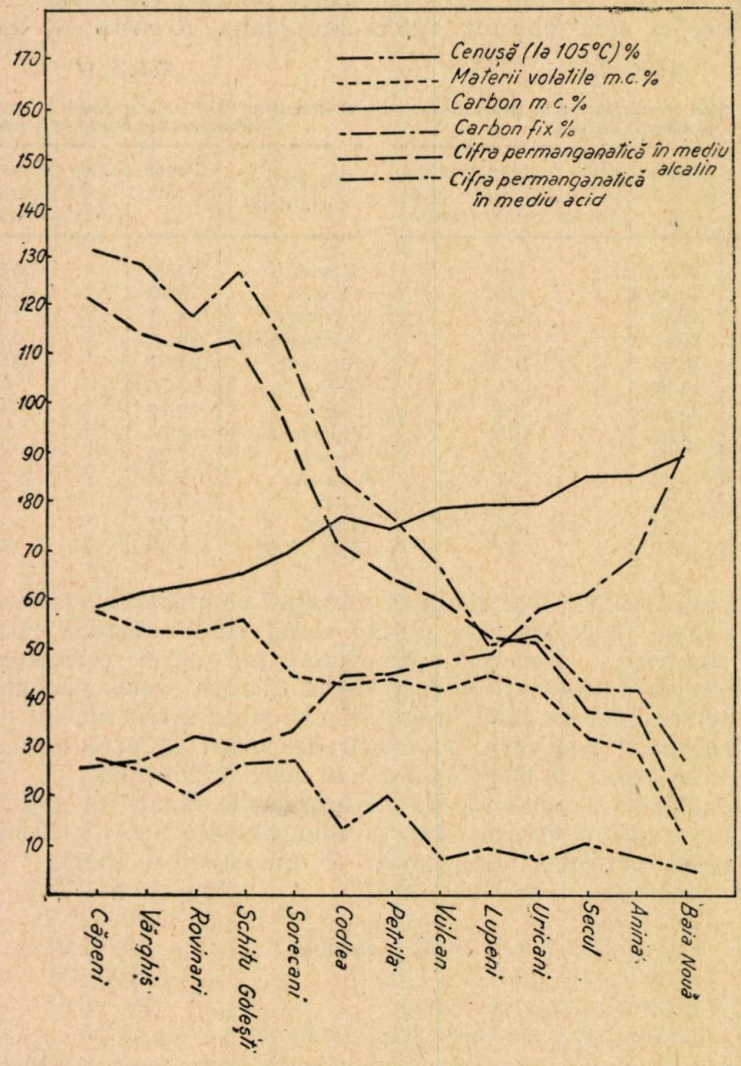


Fig. 4

lucrat de la fiecare cărbune cu acelaşi sort densimetric; valorile astfel obţinute ar fi fost comparabile şi concludente.

Influenţa concentratelor petrografice asupra cifrei permanganatice va face obiectul unui studiu viitor.

În concluzie, putem spune că valoarea cifrei permanganatice poate fi folosită drept criteriu de clasificare a cărbunilor dacă se lucrează în

mediu alcalin, după o metodă bine pusă la punct și asupra unor cărbuni proaspeți și preparați în aceleași condiții, de exemplu spălare, sitare, uscare etc., dacă se ține seama de parametrii stabiliți mai înainte și totodată, dacă se ia în considerație, nu o singură cifră, ci domeniile de valori pentru fiecare cărbune în parte.

О ЗНАЧЕНИИ ПЕРМАНГАНАТНОГО ЧИСЛА КАК МЕТОДА ИССЛЕДОВАНИЯ И КЛАССИФИКАЦИИ УГЛЕЙ

КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ

В этой работе авторы рассматривают вопрос классификации углей по их химическому возрасту, с точки зрения их окисляемости пропорционально степени старения и преобразования исходного материала.

При определениях, в качестве окислителя был использован MnO_4K в кислой и щелочной средах. Опытным испытаниям подвергались некоторые представительные сорта румынских углей с различной степенью углеобразования, причем испытания распространялись и на гранулометрический состав и плотность отдельных сортов.

В заключение устанавливается, что перманганатное число может быть использовано в качестве критерия для классификации румынских углей, при определенных условиях работы и обогащения углей.

DE LA VALEUR DE L'INDICE PERMANGANATIQUE EN TANT QUE MÉTHODE DE RECHERCHE ET DE CLASSIFICATION DES CHARBONS

RÉSUMÉ

Les auteurs traitent dans ce travail le problème de la classification des charbons d'après leur âge chimique, considéré sous l'aspect de leur susceptibilité de s'oxyder proportionnellement à leur degré de vieillissement et de transformation du matériel génétique.

Les déterminations ont été faites en utilisant comme oxydant MnO_4K en milieu acide et alcalin ; elles ont été effectuées sur quelques charbons roumains, représentatifs dans l'échelle de carbonification, et ont été étendues également aux espèces densimétriques et granulométriques de certains de ces charbons.

En conclusion, les auteurs établissent que l'indice permanganatique peut être utilisé, dans certaines conditions de travail et de préparation, comme critère pour la classification des charbons roumains.

BIBLIOGRAFIE

1. N. DĂNĂILĂ, *Zur Kenntnis der rumänischen fossilen Kohlen.* Braunkohle, **XII**, 45, 755—759 (1914).
2. I. BLUM, *Contribuţii la clasificarea cărbunilor fosili romîneşti.* Analele minelor din Romînia, *11—12*, 538—543 (1927).
3. — *Contribuţii la studiul autooxidării cărbunilor fosili.* Buletinul de chimie pură şi aplicată, **XXXII**, *1—6*, 45—49 (1929).
4. H. SCHRADER, *Über die Autooxydation des Lignins der natürlichen Humusstoffe und der Kohlen und ihre Beeinflüssung durch Alkalii.* Brennstoff Chemie, **3**, 165 (1922).
5. F. WALTER, W. BIELENBERG, *Notiz über verstärkte Sauerstoffaufnahme von Braunkohlen nach Anfeuchten mit Alkalihydroxyd.* Brennstoff Chemie, **3** (1922).
6. D. J. W. KREULEN, *Über die Bestimmung der Oxydierbarkeit verschiedener Steinkohlenarten durch verdünnte Kaliumpermanganatlösung.* Brennstoff Chemie, **10**, 397—400 (1929).
7. — *Die Bestimmung des Huminsäuregehaltes verdünnter Lösungen mittels Kaliumpermanganats.* Brennstoff Chemie, **12**, 265—266 (1931).
8. J. GABINSKI, S. GUSSINSKAIA, *Einwirkung von Kaliumpermanganat auf die Kokskohlen des Donezbeckens.* Brennstoff Chemie, **11**, 115 (1930).
9. PASCAL POPESCU, *Încercări de clasificare a cărbunilor romîneşti, prin cifra permanganatică.* Analele minelor din Romînia, **5**, 125—126 (1941).
10. J. HEATHCOAT, *Die Reaktionsfähigkeit der Kohle: die Permanganatzahl.* Brennstoff Chemie, **14**, 130 (1933).
11. W. FRANCIS, *Der Mechanismus der Oxydation von Kohle mit alkalischer Permanganatlösung*, Brennstoff Chemie, **14**, 272 (1933).
12. H. WINTER, H. MAENNING, *Analytische Zersetzung der Ruhrkohle.* Glückauf, 73—78, 389—396 (1935).
13. K. DREES, G. KOWALSKI, *Glanz- und Mattkohlen oberschlesischer Flöze.* Brennstoff Chemie, **15**, 223—226, 262—263 (1934).
14. W. FRANCIS, *Permanganatoxydation und die Konstitution der Kohle.* Chemisches Zentralblatt, **I**, 1696 (1939).
15. H. GANZELIN, B. GRUSSARD, *Studien über die Reaktionsfähigkeit von Steinkohle mit Permanganat.* Chemisches Zentralblatt, **I**, 3558 (1939).
16. B. RANDALL, C. M. GROOCOOK, *Die alkalische Permanganatoxydation organischer Substanzen in Beziehung zur chemischen Konstitution der Kohle.* Chemisches Zentralblatt, **I**, 911 (1939).
17. STACEY G. WARD, *Erzeugnisse des milden oxydativen Abbaus von Kohle.* Brennstoff Chemie, **37**, 7/8, 99 (1956).
18. H. L. OLIN, W. W. WATERMAN, *Rank of coals.* Ind. and Engineering Chemistry, 1024—1025 (1936).
19. H. L. OLIN, P. L. CONRAD, M. KROUSE, R. E. WHITSON, *Die Permanganatoxydationszah als Masszahl zur Beurteilung von Kohlen.* Brennstoff Chemie, **21**, 91 (1940).

ASUPRA MĂRIMILOR MACROSCOPICE DE STARE ALE CÎMPULUI MAGNETIC*)

DE

REMUS RĂDULEŢ

1. *Problema mărimilor de stare ale cîmpului magnetic.* Într-o lucrare anterioară [1] am prezentat o parte din rezultatele unor cercetări referitoare la sistematizarea teoriei macroscopice a cîmpului electromagnetic, care formează una din bazele ştiinţifice ale electrotehnicii, limitîndu-ne la cîmpul electric. Lucrarea de faţă cuprinde rezultatele corespunzătoare privitoare la cîmpul magnetic. Pentru acestea este caracteristic faptul că densitatea curentului electric de conducţie (care e util ca în această prezentare să fie considerată mărime magnetică) nu poate fi introdusă în teorie cu ajutorul acţiunilor ponderomotoare fără a mări numărul de mărimi primitive ale teoriei cu o unitate peste numărul minim necesar. De aceea — spre deosebire de celelalte mărimi — am introdus densitatea curentului de conducţie cu ajutorul acţiunilor electrolitice (metodă care se ştie că este practic inaplicabilă în cazul densităţilor care variază repede în timp). Limitîndu-ne, în descrierea stării magnetice a corpurilor, la ipoteza că această stare este caracterizată complet prin intensitatea curentului de conducţie şi momentul magnetic dipolar şi neglijînd momentele magnetice multipolare, arătăm că starea cîmpului magnetic în corpuri este univoc determinată prin două cîmpuri de vectori şi că, din punctul de vedere al formulării legilor referitoare la producerea cîmpului magnetic, cea mai avantajoasă operare este cu vectorii inducţie magnetică în două cavităţi vide, teoretic infinit mici, dintre care practic una este un canal foarte scurt şi extrem de strîmt, paralel cu polarizaţia magnetică locală, iar cealaltă este o fantă foarte mică şi extrem de strîmtă, perpendiculară pe această polarizaţie (aşa cum a procedat M a x w e l l [2]).

2. *Densitatea şi intensitatea curentului de conducţie.* Se constată experimental că există stări ale anumitor materiale, care se numesc

*) Lucrare prezentată Institutului de energetică la data de 15 decembrie 1958

conductoare electrice, în care se dezvoltă în acestea căldură — oricare ar fi temperatura lor — cum și că, dacă un conductor care se găsește într-o astfel de stare, numită stare electrocinetică, este electrolit, se produc în el în permanență, condiționate de starea sa electrocinetică, anumite descompuneri chimice, numite descompuneri electrochimice. Dacă se intercalează un strat subțire de electrolit într-un conductor neelectrolitic și în stare electrocinetică, se constată că, la suprafețele de separație dintre strat și conductor, apar în mod primar produsele de descompunere electrochimică : metale, radicali etc. Variind natura electrolitului, se constată următoarele : în fiecare dintre stările electrocinetice date, caracterizate prin densitățile de volum locale ale căldurii dezvoltate în unitatea de timp, la temperaturi date și conductor neelectrolitic dat, numărul de echivalenți electrochimici ai produselor electrochimice din strat, care apar în mod primar în unitatea de timp, este independent de natura electrolitului stratului intercalat. Se mai constată că, în fiecare dintre aceste clase, există două subclase de stări electrocinetice, într-una produsele primare electrochimice metalice, respectiv hidrogenul, apărînd la una dintre fețele stratului de electrolit, iar în cealaltă subclasă, la cealaltă dintre aceste fețe. În sfîrșit, se mai constată că aceste fenomene apar și dacă stratul de electrolit ocupă numai o fantă practicată local în conductorul neelectrolitic. Cînd însuși conductorul a cărui stare electrocinetică se studiază este electrolitic, marcarea fețelor fantei prin două foițe metalice, extrem de subțiri față de grosimea fantei, face să apară și în acest caz fenomenele electrochimice din strat. Variind local orientarea acestei fante, în oricare dintre subclasele amintite ale stărilor electrocinetice ale conductoarelor, se constată că există o orientare locală privilegiată a normalei exterioare pe fața la care apar produsele electrochimice metalice, respectiv hidrogenul, care are următoarele proprietăți : cînd normala exterioară amintită are orientarea ei, numărul de echivalenți electrochimici apăruți primar în unitatea de timp pe unitatea de arie a feței stratului este maxim, iar pentru orice altă orientare a ei, acest număr este egal cu produsul acestui maxim prin cosinusul unghiului dintre cele două orientări (valorile negative ale cosinusului marcînd apariția produselor amintite la cealaltă suprafață de separație a fantei de electrolit). Aceasta arată că numărul de echivalenți electrochimici din ultima considerație este proiecția ortogonală, pe normala exterioară respectivă a fantei, a unei mărimi vectoriale locale, care este dirijată după normala ei exterioară în poziția locală privilegiată. Această mărime are deci expresia

$$\overline{J'} = \overline{u}_p \frac{d^2m}{dt\, dA} : \frac{A_v}{v}, \tag{1}$$

în care $\overline{u}_p$ este versorul orientării privilegiate a normalei exterioare amintite a fantei, derivata este masa de produs electrochimic apărută primar în unitatea de timp și pe unitatea de arie a unei fețe a fantei, A_v este greutatea atomică, respectiv de radical, a produselor, iar v este valența lor, cîtul $\frac{A_v}{v}$ fiind echivalentul lor electrochimic. În lipsa unui termen, vom numi-o depunere electrochimică specifică.

Electricienii preferă să caracterizeze stările electrocinetice prin densitatea locală a curentului electric de conducție $\bar{J}$, proporțională cu depunerea electrolitică specifică locală,

$$\bar{J} = F_0 \bar{J}', \tag{2}$$

unde F_0 este o constantă universală, numită constanta lui Faraday.

Fluxul densității de conducție printr-o suprafață S se numește intensitatea i a curentului electric de conducție prin acea suprafață,

$$i = \int_S \bar{J}\, \overline{dA}. \tag{3}$$

Operarea cu densitatea curentului de conducție prezintă avantajul unei expresii mai simple a legii de conservare a sarcinii electrice adevărate. Într-adevăr, se constată experimental că întotdeauna fluxul depunerii electrolitice specifice prin orice suprafață închisă Σ prezintă proporționalitate cu viteza de scădere a sarcinii adevărate q_Σ din interiorul suprafeței,

$$\frac{dq_\Sigma}{dt} = -F_0 \int_\Sigma \bar{J}' \overline{dA}, \tag{4}$$

unde F_0 este constanta universală a lui Faraday. Operînd cu densitatea curentului electric de conducție, legea se poate exprima în forma

$$\frac{dq_\Sigma}{dt} = -\int_\Sigma \bar{J}\, \overline{dA}. \tag{4'}$$

în care nu mai apare constanta lui Faraday.

3. *Vectorul inducție magnetică în vid și momentul magnetic.* Variind starea electrocinetică a unei mici spire (închise), cum și condițiile fizice exterioare în care este pusă, se constată experimental că cuplul de natură magnetică $\bar{C}_e$, care se exercită asupra spirei și care este o mărime vectorială, este egal cu produsul vectorial dintre o mărime vectorială $\bar{j}_e$, de stare magnetică a spirei, numită momentul ei magnetic de curent, și o mărime vectorială $\bar{B}_v$, de stare v a cîmpului magnetic în vid, care depinde numai de poziția în cîmp a micii spire și se numește vectorul inducție magnetică în vid [1],

$$\bar{C}_e = \bar{j}_e \times \bar{B}_v, \tag{5}$$

momentul magnetic de curent al spirei avînd expresia

$$\bar{j}_e = \gamma_0 i \bar{A}, \tag{6}$$

unde i este intensitatea curentului electric printr-o secțiune a firului spirei, $\bar{A}$ este vectorul arie axial al ei, iar γ_0 este constanta universală a inducției electromagnetice, introdusă prin relația (8) din lucrarea [1].

Caracterizarea macroscopică a stării magnetice a micilor spire cu ajutorul momentului magnetic de curent nu este completă. Într-adevăr, există mici corpuri asupra cărora se exercită — sau s-ar exercita — în general cuplu în cîmpul magnetic, chiar dacă nu sînt — sau nu ar fi — parcurse de curent electric de conducție ; dacă repartiția locală a vectorului inducție magnetică în vid prezintă neuniformitate, se exercită asupra acestora, în general, și o forță, numită forță de dipol magnetic. Se spune că un astfel de mic corp care, ca și mica spiră, nu mai poate fi asimilat unui punct material, este polarizat magnetic. Experiența arată că starea de polarizație magnetică a unui mic corp este caracterizată macroscopic complet printr-o mărime vectorială de stare magnetică a sa $\bar{j}$, care se numește momentul său magnetic, astfel încît, într-un punct în care vectorul inducție magnetică în vid este $\overline{B}_v$, mărimea vectorială numită cuplu, care se exercită asupra micului corp în vid, are expresia [3]

$$\overline{C}_m = \bar{j} \times \overline{B}_v, \tag{7}$$

iar forța de dipol magnetic $\overline{F}_m$, care se exercită asupra lui în aceste condiții, are expresia [3]

$$\overline{F}_m = \text{grad } (\bar{j}\, \overrightarrow{\overline{B}_v}), \tag{8}$$

unde $\bar{j}$ este considerat constant la efectuarea operației indicate de operatorul gradient. Starea locală de polarizație a unui corp se poate caracteriza prin densitatea de volum locală $\overline{I}$ a momentelor magnetice $\bar{j}$, cînd există o astfel de densitate: ea se numește polarizație magnetică (locală) a corpului.

Există deci o echivalență între momentul magnetic și momentul magnetic de curent, cînd este satisfăcută egalitatea

$$\bar{j} = \bar{j}_c, \tag{9}$$

în sensul că, la $\overline{B}_v$ dat, se stabilește în aceste condiții egalitatea cuplurilor magnetice exercitate asupra corpului polarizat, respectiv asupra spirei parcurse de curent, și egalitatea dintre forța de dipol magnetic și forța de moment magnetic de curent, care se obține din expresia (8) în virtutea egalității (9),

$$\overline{F}_c = \text{grad } (\bar{j}_c\, \overrightarrow{\overline{B}_v}). \tag{10}$$

4. *Vectorii inducție magnetică în corpuri.* Starea unui cîmp de forță, cum este cîmpul magnetic, vom caracteriza-o din nou [1] în mod univoc cu ajutorul unui număr de elemente ale ei, care determină în mod univoc forțele și cuplurile, adică acțiunile ponderomotoare, pe care cîmpul magnetic le exercită asupra corpurilor de proprietăți date, introduse în cîmp. De exemplu, în vidul macroscopic, starea cîmpului magnetic este, cum vom arăta, univoc determinată de un singur cîmp de vectori : cel al cărui vector cîmp este reprezentat de mărimea $\overline{B}_v$.

Încercarea de a caracteriza starea cîmpului magnetic în corpuri cu ajutorul unui singur vector cîmp magnetic local, definit cum urmează mai

jos, nu conduce la un rezultat univoc. Vectorul inducție magnetică dintr-un corp ar urma să fie definit prin limita mărimii $\overline{B}_\Sigma$ care, fiind înmulțită vectorial la stînga cu momentul magnetic rezultant $\bar{j}$ al unui mic corp de probă, cînd acesta este situat într-o cavitate vidă din corp, ale cărei dimensiuni tind macroscopic către zero, dă cuplul de natură magnetică $\overline{C}_m$, care se exercită asupra corpului,

$$\overline{C}_m = \bar{j} \times (\lim_{\Sigma \to P} \overline{B}_\Sigma), \tag{11}$$

unde Σ este suprafața închisă care limitează suprafața considerată iar P este punctul în care se găsește corpul și asupra căruia se restrînge suprafața. Experiența arată însă că, la stare dată a cîmpului magnetic, în corpurile polarizate — și numai în acestea — prescripția (11) nu conduce la o valoare unică bine definită a mărimii $\lim_{\Sigma \to P} \overline{B}_\Sigma$ în vidul „microscopic" din Σ, fiindcă vectorul cîmp $\lim_{\Sigma \to P} \overline{B}_\Sigma$ din aceste corpuri nu depinde numai de starea cîmpului magnetic, ci și de forma și orientarea, față de polarizația magnetică locală, a cavității vide Σ, ale cărei dimensiuni tind către zero ; dacă s-a practicat deci într-un corp cavitatea vidă și mică Σ, a cărei formă și orientare față de polarizație se mențin neschimbate, eventuala influență a prezenței ei nu mai poate fi suprimată, oricît de mult i s-ar micșora dimensiunile. La stare dată a cîmpului magnetic, vectorul cîmp $\overline{B}_{\Sigma'}$, dintr-o cavitate vidă de forma și orientarea suprafeței Σ', nu determină deci, în general, vectorul cîmp $\overline{B}_{\Sigma''}$, care ar exista într-o cavitate de forma și orientarea suprafeței Σ'', care diferă de suprafața Σ'. Mărimea $\overline{B}_{\Sigma'}$ nu determină deci, de exemplu, forța $\overline{F}_{m\Sigma''}$ pe care ar exercita-o cîmpul asupra unui mic corp care are momentul magnetic rezultant $\bar{j}$ și s-ar găsi în cavitatea vidă mică $\overline{\Sigma}''$. Deci, pentru a caracteriza complet starea locală a unui cîmp magnetic într-un corp, este nevoie în fiecare punct de cel puțin doi vectori cîmp $\overline{B}_{\Sigma'}$, $\overline{B}_{\Sigma''}$ de forma (11), referitori la două cavități Σ' și Σ'', în care vectorul cîmp (11) are valori diferite. Vom arăta că, în condițiile pe care le vom indica, starea locală a cîmpului magnetic este univoc determinată de doi vectori cîmp locali (11), fiindcă aceștia determină univoc forțele și cuplurile pe care le-ar exercita cîmpul asupra corpurilor de proprietăți date, care se găsesc în cîmp, și anume fiindcă ei determină forțele generale care s-ar exercita asupra corpurilor din cîmp și care corespund coordonatelor generale ale acestor corpuri.

Prin proprietatea sa de a nu fi univoc determinabil printr-un singur cîmp de vectori, cîmpul magnetic (ca și cîmpul electric) se deosebește fundamental — de exemplu — de cîmpul de gravitație.

5. *Determinarea univocă a cîmpului magnetic prin doi vectori cîmp.* Starea locală a cîmpului magnetic este univoc determinată în orice punct dintr-un corp, dacă se cunosc vectorii cîmp (11) în *două* mici cavități vide oarecare Σ' și Σ'', care satisfac condiția de a fi alese astfel încît vectorii

cîmp (11) să aibă în ele valori diferite. Într-adevăr, este constatat experimental că, la stare dată a cîmpului magnetic, diferența dintre vectorii inducție magnetică în două mici cavități $\overline{B}_{\Sigma'} - \overline{B}_{\Sigma''}$ depinde, în afară de formele celor două cavități, numai de polarizația magnetică locală $\overline{I}$, relația dintre $(\overline{B}_{\Sigma'} - \overline{B}_{\Sigma''})$ și $\overline{I}$ mai trebuind să fie liniară și omogenă pentru ca să fie satisfăcut principiul superpoziției. Rezultă deci că, la stare dată a cîmpului, vectorul inducție magnetică dintr-o cavitate vidă mică este univoc determinat de vectorul cîmp dintr-o singură altă cavitate locală de acest fel și de polarizația magnetică locală. Deci, la stare dată a cîmpului, vectorul cîmp $\overline{B}_{\Sigma}$ din orice cavitate vidă mică Σ este univoc determinat de vectorii cîmp, presupuși distincți, $\overline{B}_{\Sigma'}$, și $\overline{B}_{\Sigma''}$, din două mici cavități vide Σ' și Σ'' și este funcție liniară și omogenă de ei. Cunoașterea vectorului cîmp $\overline{B}_{\Sigma}$ din orice cavitate mică Σ permite, ca și în cazul cîmpului electric, să se calculeze forțele și cuplurile pe care cîmpul magnetic le exercită asupra micilor corpuri situate în oricare cavitate mică. Dificultatea constă, ca și în cazul cîmpului electric, în faptul că, în cazul corpurilor care au densități de curent de conducție $\overline{J}$ și polarizații magnetice $\overline{I}$, densitățile de volum $\overline{f}_m$ și $\overline{c}_m$ ale forței și cuplului pe care cîmpul magnetic le exercită asupra acestor corpuri nu pot fi reprezentate, în cazurile cele mai generale, de expresiile

$$\overline{f}_m = \gamma_0 \overline{J} \times \overline{B}_{\Sigma} + \operatorname{grad} (\overline{I} \overset{\downarrow}{\overline{B}}_{\Sigma})$$

și

$$\overline{c}_m = \overline{I} \times \overline{B}_{\Sigma}.$$

În cazul general, forțele și cuplurile — mai general forțele lagrangeene — trebuie calculate deci cu ajutorul energiei libere a cîmpului magnetic, care determină forțele generale. În teorema respectivă trebuie numai să se țină seamă de următoarele elemente : lucrul mecanic δL la o deplasare virtuală, egal cu suma produselor dintre forțele generale Q_k și variațiile infinitezimale ale tuturor celor s coordonate generale q_k ale unui corp, presupus cu s grade de libertate, corespunzătoare deplasării considerate, este egal cu suma cu semn schimbat dintre căldura δQ dezvoltată și variația $(\delta W_m)_N$ a energiei magnetice libere, în condiții în care corpul nu ar primi din exterior energie liberă prin circulația acesteia în cîmp,

$$Q_k \, \delta q_k = - \sum_{k=1}^{s} \left(\frac{\partial W_m}{\partial q_k} \right) \delta q_k - \delta Q,$$

unde variațiile δq_k sînt arbitrare. Se obține astfel

$$Q_k = - \left(\frac{\partial W_m}{\partial q_k} \right)_N.$$

Deci, pentru a demonstra că mărimile $\overline{B}_{\Sigma'}$ și $\overline{B}_{\Sigma''}$ determină univoc starea locală a cîmpului electric, trebuie arătat că forțele și momentele (5), (7), (8) și (10), cunoscute pentru orice cavitate mică Σ, determină univoc

energia liberă W_m a cîmpului magnetic, operație care se face printr-o metodă analoagă cu aceea aplicată pentru cîmpul electric. Din aceasta rezultă că mărimile $\bar{B}_{\Sigma'}$, $\bar{B}_{\Sigma''}$, respectiv una dintre acestea și $\bar{I}$, împreună cu mărimile de stare magnetică a corpurilor, printre care trebuie considerată din acest punct de vedere și densitatea curentului electric de conducție, determină univoc energia magnetică liberă a cîmpului magnetic.

Pentru a arăta că energia W_m depinde numai de vectorii cîmp $\bar{B}_{\Sigma'}$ și $\bar{B}_{\Sigma''}$, mai trebuie arătat că aceștia determină univoc curenții electrici și momentele magnetice, operație care se face analog ca pentru cîmpul electric : polarizația magnetică $\bar{I}$ este o funcție liniară și omogenă de diferența $\bar{B}_{\Sigma'} - \bar{B}_{\Sigma''}$, coeficienții acestei funcții depinzînd de formele suprafețelor Σ' și Σ'',

$$\bar{I} = \bar{I}\,(\bar{B}_{\Sigma'} - \bar{B}_{\Sigma''},\ \Sigma',\ \Sigma'').$$

Se aleg apoi anumite suprafețe, care prezintă avantaje față de altele, și anume cele de forma standard indicată pentru cîmpul electric : suprafețe de rotație Σ_1 și Σ_2 simetrice față de direcția diferenței $\bar{B}_{\Sigma_1} - \bar{B}_{\Sigma_2}$. Această diferență, determinînd univoc, împreună cu cele două suprafețe, o singură direcție și anume aceea a diferenței $\bar{B}_{\Sigma_1} - \bar{B}_{\Sigma_2}$, rezultă că, în acest caz, polarizația $\bar{I}$, care are o direcție univoc determinată și depinzînd numai de $\bar{B}_{\Sigma_1} - \bar{B}_{\Sigma_2}$ și de Σ_1 și Σ_2, trebuie să fie paralelă cu direcția diferenței $\bar{B}_{\Sigma_1} - \bar{B}_{\Sigma_2}$, adică

$$\bar{B}_{\Sigma_1} - \bar{B}_{\Sigma_2} = \xi\,(\Sigma_1,\ \Sigma_2)\,\bar{I},$$

unde factorul scalar $\xi\,(\Sigma_1,\ \Sigma_2)$ depinde numai de formele suprafețelor Σ_1 și Σ_2. Aceasta determină polarizația $\bar{I}$ pînă la factorul scalar $\xi\,(\Sigma_1,\ \Sigma_2)$, care trebuie stabilit pe cale experimentală. Dacă se alege deci local, ca și în cazul cîmpului electric, în așa fel axa de simetrie a două mici suprafețe de revoluție încît vidîndu-le alternativ, vectorii inducție magnetică din interiorul lor să prezinte o diferență paralelă cu această axă, diferența lor și axa sînt paralele și cu polarizația magnetică locală, iar valoarea absolută a acestei diferențe este proporțională cu valoarea absolută a acestei polarizații. Prin această determinare imediată a polarizației magnetice, utilizarea celor doi vectori inducție magnetică $\bar{B}_{\Sigma_1}$ și $\bar{B}_{\Sigma_2}$, definiți în două cavități vide limitate de suprafețe de rotație și cu axa de simetrie paralelă cu polarizația electrică locală, pentru a caracteriza macroscopic starea cîmpului magnetic, prezintă aceleași avantaje ca și în cazul cîmpului electric.

6. *Inducția și inducția-intensitate a cîmpului magnetic.* Conform teoremei unicității din analiza cîmpurilor de vectori, legile de producere a cîmpului magnetic pot fi formulate exprimînd circulația de-a lungul unor curbe (închise) Γ, cum și fluxul vectorului inducție magnetică prin suprafețe închise Σ, în funcție de mărimile fizice care le determină : densitățile curenților de conducție, polarizațiile magnetice și cîmpurile electrice variabile în timp. Pentru a putea măsura însă anumiți vectori inducție

magnetică $\overline{B}_\Sigma$ de-a lungul unei suprafețe sau al unei curbe, care trec prin corpuri, spre a stabili legile de producere a cîmpurilor magnetice, trebuie creat, ca și în cazul cîmpului electric, un vid microscopic de-a lungul acestei suprafețe, respectiv curbe, înlăturînd materialul dintr-un strat care este macroscopic infinit subțire și îmbracă suprafața, respectiv dintr-un fir care este macroscopic infinit subțire și îmbracă curba. Astfel, se măsoară fluxul vectorilor inducție magnetică $\overline{B}_\nu$ din fantele vide care îmbracă elementele de arie cu normale de orientări ν ale suprafeței și circulația vectorilor inducție magnetică $\overline{H}'_\nu$ din canalele vide care îmbracă elementele de linie cu orientări ν ale curbei — și nu se măsoară fluxul, respectiv circulația vectorilor inducție $\overline{B}_{\Sigma_1}$ și $\overline{B}_{\Sigma_2}$, introduși mai sus pentru caracterizarea stării cîmpului magnetic, care determină univoc vectorii cîmp $\overline{B}_\nu$ și $\overline{H}'_\nu$. Se obține o mare simplificare în formularea legilor de producere a cîmpului magnetic, alegînd astfel de forme pentru cavitățile Σ_1 și Σ_2, încît unul dintre vectorii cîmp $\overline{B}_{\Sigma_1}$ și $\overline{B}_{\Sigma_2}$, de exemplu $\overline{B}_{\Sigma_1}$, să determine singur fluxul vectorilor cîmp $\overline{B}_\nu$, iar celălalt, de exemplu $\overline{B}_{\Sigma_2}$, să determine singur circulația vectorilor cîmp $\overline{H}'_\nu$ și anume (ca și în cazul cîmpului electric) alegînd pentru Σ_1 o fantă Σ_f foarte mică și extrem de strîmtă, normală pe polarizația magnetică locală $\overline{I}$, și pentru Σ_2 un canal Σ_c foarte scurt și extrem de strîmt, cu axa paralelă cu poziția magnetică locală $\overline{I}$. Se obține același vector $\overline{H}_c$ și dacă, în locul canalului, se alege o fantă care conține polarizația magnetică $\overline{I}$.

Vectorul inducție magnetică $\overline{B}$ din fanta vidă Σ_f normală pe polarizația magnetică locală se numește inducția cîmpului magnetic, iar vectorul inducție magnetică $\overline{H}'$ din canalul vid paralel cu polarizația locală se numește inducția-intensitate a cîmpului magnetic.

Demonstrația se face, ca și pentru cîmpul electric, pe baza generalizării datelor experimentale, conform cărora fluxul vectorilor inducție magnetică $\overline{B}_{\Sigma_f}$ prin orice suprafață închisă Σ este nul,

$$\int_\Sigma \overline{B}_{\Sigma_f}\, \overline{dA} = 0,$$

iar circulația vectorilor inducție magnetică $\overline{B}_{\Sigma_c}$, de-a lungul oricărei curbe închise Γ, este proporțională cu o sumă în care un termen conține viteza de variație în timp a fluxului, prin orice suprafață S_Γ care se sprijină pe curba Γ a vectorului cîmp electric $\overline{E}_{\Sigma_f}$ în fantele care îmbracă elementele de arie ale suprafeței S_Γ, iar cel de-al doilea termen conține intensitatea curentului electric prin suprafața S_Γ,

$$\oint_\Gamma \overline{B}_{\Sigma_c}\, d\bar{r} = \gamma_0 \mu_0 \left(\varkappa \int_{S_\Gamma} \bar{J}\, \overline{dA} + \varepsilon_0 \frac{d}{dt} \int_{S_\Gamma} \overline{E}_{\Sigma_f}\, \overline{dA} \right).$$

În această ultimă lege, numită forma integrală a legii circuitului magnetic, constanta universală μ_0 este un scalar care se numește permeabilitatea magnetică a vidului. Repetînd considerațiile făcute pentru cîmpul

electric, se poate demonstra că există următoarele două relații : produsul scalar dintre vectorul inducție magnetică $\overline{B}_{f\nu}$ într-o fantă oarecare a cărei normală are o orientare de versor $\overline{u}_\nu$, și însuși versorul $\overline{u}_\nu$, este egal cu produsul scalar între inducția magnetică locală $\overline{B}$ și versorul $\overline{u}_\nu$,

$$\overline{B}_{f\nu}\,\overline{u}_\nu = \overline{B}\overline{u}_\nu,$$

iar produsul scalar dintre vectorul inducție magnetică $\overline{B}_{c\nu}$ într-un canal a cărui axă are versorul $\overline{u}_\nu$, și însuși versorul $\overline{u}_\nu$, este egal cu produsul scalar dintre inducția-intensitate locală $\overline{H}'$ și versorul $\overline{u}_\nu$,

$$\overline{B}_{c\nu}\,\overline{u}_\nu = \overline{H}'\overline{u}_\nu .$$

Astfel, există următoarea relație între fluxuri

$$\int_S \overline{B}_{f\nu}\,\overline{dA} = \int_S \overline{B}\,\overline{dA}$$

și următoarea relație între integralele de linie

$$\int_C \overline{B}_{c\nu}\,d\overline{r} = \int_C \overline{H}'\,d\overline{r}.$$

Lema fluxului magnetic se poate pune deci sub forma

$$\int_\Sigma \overline{B}\,\overline{dA} = 0$$

iar legea circuitului magnetic sub forma

$$\oint_\Gamma \overline{H}'d\overline{r} = \gamma_0\,\mu_0\left[\varkappa\int_{S_\Gamma}\bar{J}\,\overline{dA} + \frac{d}{dt}\int\bar{D}\,\overline{dA}\right].$$

Aceasta arată marea importanță a inducției magnetice $\overline{B}$ în calculul fluxului vectorilor inducție magnetică $\overline{B}_{f\nu}$ din fantele vide locale și a inducției-intensitate a cîmpului magnetic $\overline{H}'$ în calculul integralei de linie a vectorilor inducție magnetică $\overline{B}_{c\nu}$ din canalele vide locale.

Ca și în cîmpul electric, nu există vectori cîmp distincți de $\overline{B}$ și de $\overline{H}'$, dintre care unul să dea integrala de flux a vectorilor $\overline{B}_{f\nu}$ prin diferitele suprafețe, iar celălalt să dea integrala de linie a vectorilor $\overline{B}_{c\nu}$ de-a lungul diferitelor curbe care se pot trasa în cîmp.

7. *Intensitatea cîmpului magnetic.* Electrotehnicienii preferă ca, în locul perechii formate din inducția magnetică și inducția-intensitate a cîmpului magnetic, să opereze cu perechea formată din inducția magnetică și intensitatea cîmpului magnetic $\overline{H}$, vector egal cu cîtul dintre inducția-intensitate a cîmpului magnetic și permeabilitatea magnetică a vidului,

$$\overline{H} = \frac{\overline{H}'}{\mu_0}.$$

Istoriceşte, operarea cu vectorii cîmp $\overline{B}$ şi $\overline{H}$, care au dimensiuni diferite, a fost determinată de reprezentările inadecvate legate de teoria eterului ca mediu mecanic ; chiar şi în vid, unde $\overline{I} = 0$ şi deci $\overline{B} : \mu_0 = \overline{H}$, unde oricare dintre vectorii cîmp $\overline{B}$, $\overline{H}'$ şi $\overline{H}$ caracterizează singur în mod univoc cîmpul magnetic, relaţia dintre intensitatea cîmpului magnetic şi inducţia magnetică era considerată pentru eterul mecanic drept analoagă cu relaţia dintre întindere şi alungire în corpurile solide deformabile. După ce fizica a înlăturat aceste reprezentări inadecvate, operarea cu perechea de mărimi $\overline{B}$ şi $\overline{H}'$ se impune de la început ca naturală în analiza necesităţii de a descrie starea cîmpului magnetic cu ajutorul a doi vectori cîmp, iar operarea, în vid, cu mărimile de dimensiuni diferite $\overline{B}$ şi $\overline{H}$ pare un balast teoretic, compensat numai în parte de avantajul practic pe care-l prezintă înlăturarea apariţiei explicite a permeabilităţii magnetice a vidului în lema circuitului magnetic, care poate fi pusă cu ajutorul intensităţii cîmpului magnetic sub forma

$$\int_{\Gamma} \overline{H}\, d\overline{r} = \varkappa\gamma_0 \int_{S_\Gamma} \bar{J}\, \overline{dA} + \gamma_0 \frac{d}{dt} \int_{S_\Gamma} \overline{D}\, \overline{dA}.$$

Nu există însă motive de fond pentru sau contra operării cu vreuna din mărimile $\overline{H}'$ sau $\overline{H}$.

Esenţial este numai faptul că mărimile $\overline{H}'$ şi $\overline{H}$ sînt ambele definite în canalul de direcţia polarizaţiei magnetice şi că astfel oricare dintre ele permite singură calculul tensiunii magnetice.

О МАКРОСКОПИЧЕСКИХ ВЕЛИЧИНАХ СОСТОЯНИЯ МАГНИТНОГО ПОЛЯ

КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ

Местное состояние магнитного поля в магнитно-поляризованных телах не может быть описано одним вектором поля, вследствие того, что предел к которому стремится момент, действующий на петлю заданной ориентации, введенную в полость тела, размеры которого стремятся к нулю и через которую протекает заданный ток, зависит не только от физического состояния, но и от формы этой полости.

Предполагается, что при описании магнитного состояния пробного тела, ограничились предположением, что оно полностью характеризуется протекающим через него током и его дипольным магнитным моментом, то есть пренебрегаются многополюсные электрические моменты. В этих условиях доказывается, что состояние магнитного поля в телах однозначно определяется двумя векторными полями. Указывается затем, что с точки зрения выведения законов возникновения магнитного поля, выгоднее всего пользоваться векторами магнитной индукции в

двух пустотных полостях, макроскопически бесконечно малых, из которых одна представляет собой очень короткий и крайне узкий канал, параллельный локальной магнитной поляризации („индукция-напряженность" магнитного поля), а другая является очень малой и крайне узкой щелью, перпендикулярной к этой поляризации (магнитная индукция поля). В последней части работы указывается, что при замене индукция-напряженность напряженностью магнитного поля, существенных изменений не происходит.

SUR LES GRANDEURS MACROSCOPIQUES D'ÉTAT DU CHAMP MAGNÉTIQUE

RÉSUMÉ

L'état local du champ magnétique, dans les corps magnétiquement polarisés, ne saurait être décrit au moyen d'un seul vecteur champ, puisque la limite vers laquelle tend le couple exercé sur une petite boucle d'orientation donnée, parcourue par un courant donné, et située dans une petite cavité dont les dimensions tendent vers zéro, ne dépend pas uniquement de l'état physique, mais aussi de la forme de cette cavité.

On démontre que si, en décrivant l'état magnétique d'un petit corps, on se limite à l'hypothèse que celui-ci est complètement caractérisé par le courant qui le parcourt et son moment magnétique dipolaire — en négligeant les moments électriques multipolaires — l'état du champ magnétique dans les corps est univoquement déterminé par deux champs de vecteurs. On montre ensuite que, du point de vue de la formulation des lois concernant la production du champ magnétique, les plus grands avantages sont obtenus en opérant avec les vecteurs induction magnétique en deux cavités vides, macroscopiquement infiniment petites, dont l'une est un canal très court et extrêmement étroit, parallèle à la polarisation magnétique locale (l'induction-intensité du champ magnétique), et l'autre est une toute petite fente, extrêmement étroite, perpendiculaire à cette polarisation (induction magnétique du champ). Dans la partie finale de l'article, on montre qu'en remplaçant l'induction-intensité par l'intensité du champ magnétique, nul changement essentiel n'a lieu, à ce point de vue.

BIBLIOGRAFIE

1. REMUS RĂDULET, *Asupra mărimilor macroscopice de stare a cîmpului electric.* Studii şi cercetări de energetică, **VIII**, *3*, 391 (1958).
2. J. CL. MAXWELL, *A treatise on electricity and magnetism.* Oxford, 1873.
3. REMUS RĂDULET, *Bazele teoretice ale electrotehnicii* (litografiat), **I**, Bucureşti, 1953.

ECUAŢIILE GENERALE ALE TENSIUNILOR ŞI CUPLULUI, ÎN COORDONATELE AXELOR MOBILE, PENTRU MAŞINA SINCRONĂ*)

DE

F. MANEA

1. INTRODUCERE

În studiul unor cazuri speciale de funcţionare nesincronă a maşinilor electrice interconectate sînt utile ecuaţii corespunzătoare generale, raportate la sisteme de referinţă mobile.

Pentru maşina asincronă au fost elaborate recent [1] ecuaţii diferenţiale, fără coeficienţi periodici, în coordonate mobile. Pentru maşina sincronă au fost date indicaţii principiale asupra aspectului mai general şi mai complex al acestor ecuaţii [2].

În cele ce urmează se determină ecuaţiile operaţionale ale tensiunilor şi cuplului unei maşini sincrone interconectată printr-o linie electrică în sistemul de referinţă general al axelor mobile folosind exprimarea fluxurilor, tensiunilor şi curenţilor ca vectori reprezentativi rezultanţi şi exprimarea cu ajutorul componentelor ortogonale. În acest mod, diversele sisteme de ecuaţii întîlnite în literatură apar drept cazuri particulare ale acestor ecuaţii generale.

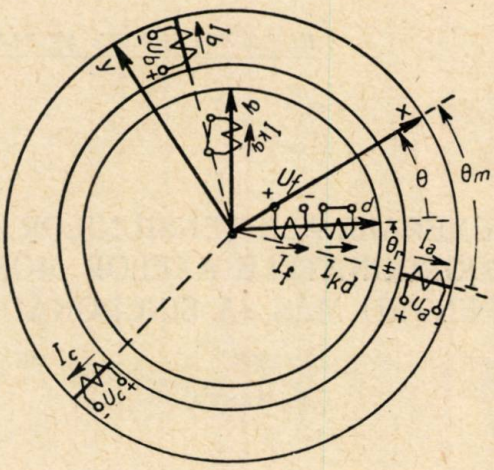
Utilizarea metodelor matriciale [3] permite scrierea condensată şi concentrarea atenţiei asupra grupurilor în transformările efectuate.

Aplicarea transformatei Laplace şi eliminarea variabilelor rotorice conduce la obţinerea unor ecuaţii funcţionale, care în sistemul de referinţă mobil permit şi alegerea celor mai adecvate forme de exprimare pentru abordarea diverselor probleme de funcţionare a maşinilor interconectate.

*) Lucrare prezentată Institutului de energetică la data de 30 mai 1958

2. ECUAȚIILE FLUXURILOR

Considerăm cazul unei mașini electrice trifazate a, b, c, al cărui rotor posedă o înfășurare de excitație f și două înfășurări de amortizare, longitudinală kd și transversală kq (vezi figura).



Fluxurile magnetice ψ îmbrățișate respectiv de cele șase înfășurări, ca funcții de inductanțele proprii L, mutuale M și curenții I, pentru mașina ideală, sînt date de ecuațiile ([4], [5]).

Sistemul de coordonate al fazelor mașinii trifazate conduce chiar în cazul unor axe fixate de stator la ecuații operaționale, foarte complicate [6]. De aceea, pentru a obține forme de exprimare mai simple, vom adopta sistemul vectorilor reprezentativi rezultanți [5], care reflectă totodată în mod sugestiv realitatea fizică a unor mărimi spațiale periodice.

$$
\begin{array}{c|c|ccc|ccc|c}
\psi_a & & I_0+M_2\cos 2\theta_r & -M_0+M_2\cos(2\theta_r-\alpha) & -M_0+M_2\cos(2\theta_r+\alpha) & M_f\cos\theta_r & M_{kd}\cos\theta_r & -M_{kq}\sin\theta_r & I_a \\
\psi_b & & -M_0+M_2\cos(2\theta_r-\alpha) & L_0+M_2\cos(2\theta_r+\alpha) & -M_0+M_2\cos 2\theta_r & M_f\cos(\theta_r-\alpha) & M_{kd}\cos(\theta_r-\alpha) & -M_{kq}\sin(\theta_r-\alpha) & I_b \\
\psi_c & & -M_0+M_2\cos(2\theta_r+\alpha) & -M_0+M_2\cos 2\theta_r & L_0+M_2\cos(2\theta_r-\alpha) & M_f\cos(\theta_r+\alpha) & M_{kd}\cos(\theta_r+\alpha) & -M_{kq}\sin(\theta_r+\alpha) & \\
\hline
\psi_f & = & M_f\cos\theta_r & M_f\cos(\theta_r-\alpha) & M_f\cos(\theta_r+\alpha) & L_f & M_{fkd} & & \\
\psi_{kd} & & M_{kd}\cos\theta_r & M_{kd}\cos(\theta_r-\alpha) & M_{kd}\cos(\theta_r+\alpha) & M_{kdf} & L_{kd} & & \\
\psi_{kq} & & -M_{kq}\sin\theta_r & -M_{kq}\sin(\theta_r-\alpha) & -M_{kq}\sin(\theta_r+\alpha) & & & L_{kq} &
\end{array}
$$

Se va efectua o schimbare a coordonatelor numai pentru mărimile statorice. Pentru cele rotorice se vor păstra coordonatele corespunzătoare axelor de simetrie magnetică sau axelor înfășurărilor fizice longitudinale (f, kd) și transversale kq.

Vom adopta, în prealabil, pentru fluxuri schimbarea de variabile dată de sistemul

$$\begin{bmatrix} \psi_a \\ \psi_b \\ \psi_c \\ \psi_f \\ \psi_{kd} \\ \psi_{kq} \end{bmatrix} = \frac{1}{\sqrt{3}} \begin{bmatrix} 1 & 1 & 1 & & & \\ a^2 & a & 1 & & & \\ a & a^2 & 1 & & & \\ & & & \sqrt{3} & & \\ & & & & \sqrt{3} & \\ & & & & & \sqrt{3} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} e^{j\theta_r} & & & & & \\ & e^{-j\theta_r} & & & & \\ & & 1 & & & \\ & & & 1 & & \\ & & & & 1 & \\ & & & & & 1 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \psi_r \\ \psi_r^* \\ \psi^0 \\ \psi_f \\ \psi_{kd} \\ \psi_{kq} \end{bmatrix} \tag{2}$$

S-a notat prin a și a^2 operatorii de rotație în planul complex, respectiv $e^{j\alpha} = e^{j\frac{2\pi}{3}}$ și $e^{2j\alpha} = e^{-j\alpha} = e^{-j\frac{2\pi}{3}}$, folosiți în teoria coordonatelor simetrice. Viteza de rotație a mașinii fiind ω_r, s-a notat $\theta_r = \omega_r t + \theta_{r0}$.

Variabilele ψ_r și ψ_r^* sînt vectorii reprezentativi în planul complex ai fluxului rezultant statoric exprimați față de axa de rotație a rotorului. Vectorul auxiliar fictiv ψ_r^* reprezintă conjugatul complex al vectorului ψ_r.

Factorul $\frac{1}{\sqrt{3}}$ s-a ales pentru normarea matricei de conexiune [5], [7].

Adoptînd și pentru curenți aceeași matrice de substituție, ceea ce este posibil deoarece aceasta este o matrice unitară [5], ecuațiile fluxurilor în noile coordonate rezultă conform sistemului

$$\begin{bmatrix} \psi_r \\ \psi_r^* \\ \psi^0 \\ \psi_f \\ \psi_{kd} \\ \psi_{kq} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} L_0 + M_0 & \frac{3}{2}M_2 & & \frac{\sqrt{3}}{2}M_f & \frac{\sqrt{3}}{2}M_{kd} & j\frac{\sqrt{3}}{2}M_{kq} \\ \frac{3}{2}M_2 & L_0 + M_0 & & \frac{\sqrt{3}}{2}M_f & \frac{\sqrt{3}}{2}M_{kd} & -j\frac{\sqrt{3}}{2}M_{kq} \\ & & L_0 - 2M_0 & & & \\ \frac{\sqrt{3}}{2}M_f & \frac{\sqrt{3}}{2}M_f & & L_f & M_{fkd} & \\ \frac{\sqrt{3}}{2}M_{kd} & \frac{\sqrt{3}}{2}M_{kd} & & M_{kdf} & L_{kd} & \\ -j\frac{\sqrt{3}}{2}M_{kq} & -j\frac{\sqrt{3}}{2}M_{kq} & & & & L_{kq} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} I_r \\ I_r^* \\ I^0 \\ I_f \\ I_{kd} \\ I_{kq} \end{bmatrix} \tag{3}$$

Sistemul (3) este evident mai simplu decît (1), matricea inductanţelor nefiind funcţie de timp.

3. ECUAŢIILE DIFERENŢIALE ALE TENSIUNILOR

Pentru a determina ecuaţiile tensiunilor în coordonatele vectorilor reprezentativi rezultanţi exprimaţi faţă de axele mobile (neolonome), vom pleca de la ecuaţiile diferenţiale ale tensiunilor în coordonatele vectorilor reprezentativi rezultanţi exprimaţi faţă de axe fixe (olonome) în raport cu înfăşurările

$$[U_s] = [R_s]\,[I_s] + D\,[\psi_s]. \tag{4}$$

Indicele s indică în sistemul (4) că mărimile statorice sînt exprimate faţă de axe fixate de stator. S-a notat prin simbolul D operaţia derivării în raport cu timpul a expresiei ce-l multiplică la dreapta.

Vom trece mai întîi la ecuaţiile tensiunilor în coordonatele vectorilor exprimaţi faţă de axe fixate de rotor, deoarece în acest sistem matricea inductanţelor $[L_r]$ nu conţine funcţii de timp şi deci vor rezulta transformări uşor de efectuat.

Cu ajutorul relaţiilor de transformare, $[U_r] = [T_{rs}]\,[U_s]$, $[I_s] = [T_{sr}]\,[I_r]$, $[\psi_s] = [T_{sr}]\,[\psi_r] = [T_{sr}]\,[L_r]\,[I_r]$, ecuaţiile (4) devin

$$[U_r] = [T_{rs}]\,[U_s] = [T_{rs}]\,[R_s]\,[T_{sr}]\,[I_r] + [T_{rs}]\,D\,[T_{sr}]\,[L_r]\,[I_r] \tag{5}$$
$$[U_r] = \{[R_r] + [T_{rs}]\,D\,[T_{sr}]\,[L_r]\}\,[I_r].$$

Matricea $[T_{rs}]$ de rotaţie a componentelor indusului cu unghiul $\pm\theta_r$ se obţine cu ajutorul expresiei unui acelaşi vector reprezentativ în cele două sisteme de coordonate, de exemplu $\psi_s = \psi_r\, e^{j\theta_r}$, $\psi_s^\star = \psi_r^\star\, e^{-j\theta_r}$,

$$[T_{sr}] = [T_{rs}]^{-1} = \begin{array}{c|cccccc} & r & r^\star & 0 & f & kd & kk \\ \hline s & e^{j\theta_r} & & & & & \\ s^\star & & e^{-j\theta_r} & & & & \\ 0 & & & 1 & & & \\ \hline f & & & & 1 & & \\ kd & & & & & 1 & \\ kq & & & & & & 1 \end{array} \tag{6}$$

Matricea rezistenţelor, în noile coordonate $[R_r] = [T_{rs}]\,[R_s]\,[T_{sr}]$ va fi invariantă deoarece $[R_s]$ este diagonală, iar $[T_{rs}]$ şi $[T_{sr}]$ sînt diagonale şi inverse.

Trecerea la ecuațiile tensiunilor în coordonate mobile se efectuează pe baza ecuațiilor (5) cu ajutorul relațiilor de substituție, $[U_r] = [T_{rm}]\,[U]$ și $[I_r] = [T_{rm}]\,[I]$.

Rezultă

$$[T_{rm}]\,[U] = \{[R] + [T_{rs}]\,D\,[T_{sr}]\,[L_r]\}\,[T_{rm}]\,[I]. \tag{7}$$

Matricea $[T_{rm}]$ de rotație a componentelor indusului cu unghiul $\pm\,\theta$, analoagă matricei $[T_{sr}]$, are expresia

$$[T_{rm}] = \begin{array}{c|c|c|c|c|c|c} & m & m^* & 0 & f & kd & kq \\ \hline r & e^{j\theta} & & & & & \\ \hline r^* & & e^{-j\theta} & & & & \\ \hline 0 & & & 1 & & & \\ \hline f & & & & 1 & & \\ \hline kd & & & & & 1 & \\ \hline kq & & & & & & 1 \end{array} \tag{8}$$

Efectuînd calculele indicate de ecuația matricială [7], se obține sistemul de ecuații

$$\begin{array}{|c|} \hline e^{j\theta}\,U \\ \hline \bar{e}^{j\theta}\,U^* \\ \hline U^0 \\ \hline\hline U_f \\ \hline \\ \hline \\ \hline \end{array} = \begin{array}{|c|c|c||c|c|c|} \hline R + L_\Sigma(D+j\omega_r) & L_\Delta\,(D+j\omega_r) & & \frac{\sqrt{3}}{2}\,M_f\,(D+j\omega_r) & \frac{\sqrt{3}}{2}\,M_{kd}\,(D+j\omega_r) & j\,\frac{\sqrt{3}}{2}\,M_{kq}\,(D+j\omega_r) \\ \hline L_\Delta(D-j\omega_r) & R + L_\Sigma(D-j\omega_r) & & \frac{\sqrt{3}}{2}\,M_f\,(D-j\omega_r) & \frac{\sqrt{3}}{2}\,M_{kd}\,(D-j\omega_r) & -j\frac{\sqrt{3}}{2}\,M_{kq}\,(D-j\omega_r) \\ \hline & & R^0 + L^0 D. & & & \\ \hline\hline \frac{\sqrt{3}}{2}\,M_f D & \frac{\sqrt{3}}{2}\,M_f D & & R_f + L_f\,D & M_{fkd} D & \\ \hline \frac{\sqrt{3}}{2} M_{kd} D & \frac{\sqrt{3}}{2}\,M_{kd} D & & M_{kdf}\,D & R_{kd} + L_{kd}\,D & \\ \hline -j\frac{\sqrt{3}}{2} M_{kq} D & j\frac{\sqrt{3}}{2}\,M_{kq} D & & & & R_{kq} + L_{kq} D \\ \hline \end{array} \begin{array}{|c|} \hline e^{j\theta} I \\ \hline \bar{e}^{j\theta} I^* \\ \hline I^\circ \\ \hline\hline I_f \\ \hline I_{kd} \\ \hline I_{kq} \\ \hline \end{array} \tag{9}$$

S-a notat $L_\Sigma = L_0 + M_0$, $L_\Delta = \sqrt{\frac{3}{2}}\, M_2$, $L^0 = L_0 - 2M_0$. În funcție de inductanțele longitudinală L_d și transversală L_q avem

$$L_\Sigma = \frac{L_d + L_q}{2} \quad \text{și} \quad L_\Delta = \frac{L_d - L_q}{2}\,.$$

4. ECUAȚIILE OPERAȚIONALE ALE TENSIUNILOR ÎN COORDONATELE VECTORILOR REPREZENTATIVI REZULTANȚI EXPRIMAȚI FAȚĂ DE AXE MOBILE

Aplicînd transformata Laplace sistemului liniar (9), se utilizează următoarele notații :

$$\int_0^\infty e^{-pt}\, U(t)\, dt = U(p)\,; \quad \int_0^\infty e^{-pt \mp j\omega t}\, D\, I(t)\, dt = (p \pm j\omega)\, I(p \pm j\omega) - I(0),$$

$$\int_0^\infty e^{-pt}\, D\, e^{\mp j\omega t}\, I(t)\, dt = \int_0^\infty e^{-pt \mp j\omega t}\, (D \mp jw) I(t)\, dt = p\, I(p \pm j\omega) - I(0).$$

Pentru condiții inițiale de curenți nuli, cu excepția curentului I_f, ecuațiile diferențiale (9) se transformă în ecuațiile operaționale

S-a notat $E_0(p - j\omega) = \frac{j\omega_r}{p} \cdot \frac{\sqrt{3}}{2}\, M_f I_{f0}$, $E_0^*(p + j\omega) = -\frac{j\omega_r}{p} \cdot \frac{\sqrt{3}}{2}\, M_f I_{f0}$;

$\Delta U_f(p)$ și $\Delta I_f(p)$ reprezintă variațiile tensiunii electromotoare, respectiv ale curentului de excitație, față de valoarea inițială $U_{f0} = R_f\, I_{f0}$ și I_{f0}, datorită acțiunii reglajului.

$$
\begin{array}{|c|}
\hline
e^{j\theta_0}\,U\,(p-j\omega)-E_0\,(p-j\omega) \\
\hline
e^{j\theta_0}U^{*}\,(p+j\omega)-E_0^{*}(p+j\omega) \\
\hline
U^{0}\,(p) \\
\hline\hline
\Delta\,U_f\,(p) \\
\hline
\\
\hline
\\
\hline
\end{array}
=
\begin{array}{|c|c|c|c|c|c|}
\hline
R+L_{\Sigma}(p+j\omega_r) & L_{\Delta}(p+j\omega_r) & & \frac{\sqrt{3}}{2}M_f(p+j\omega_r) & \frac{\sqrt{3}}{2}M_{kd}(p+j\omega_r) & j\frac{\sqrt{3}}{2}M_{kq}(p+j\omega_r) \\
\hline
L_{\Delta}(p-j\omega_r) & R+L_{\Sigma}(p-j\omega_r) & & \frac{\sqrt{3}}{2}M_f(p-j\omega_r) & \frac{\sqrt{3}}{2}M_{kd}(p-j\omega_r) & -j\frac{\sqrt{3}}{2}M_{kq}(p-j\omega_r) \\
\hline
 & & R^0+L^0p & & & \\
\hline\hline
\frac{\sqrt{3}}{2}M_fp & \frac{\sqrt{3}}{2}M_fp & & R_f+L_fp & M_{fkd}p & \\
\hline
\frac{\sqrt{3}}{2}M_{kd}p & \frac{\sqrt{3}}{2}M_{kd}p & & M_{kdf}p & R_{kd}+L_{kd}p & \\
\hline
-j\frac{\sqrt{3}}{2}M_{kq}p & j\frac{\sqrt{3}}{2}M_{kq}p & & & & R_{kQ}+L_{kQ}p \\
\hline
\end{array}
\cdot
\begin{array}{|c|}
\hline
e^{j\theta_0}I(p-j\omega) \\
\hline
e^{-j\theta_0}\,I^{*}\,(p+j\omega) \\
\hline
I\,(p) \\
\hline\hline
\Delta\,I_f\,(p) \\
\hline
I_{kd}\,(p) \\
\hline
I_{kQ}\,(p) \\
\hline
\end{array}
\qquad (10)
$$

Dacă se elimină curenții rotorici, se obține pentru funcționarea ca generator sistemul

$$\left|\begin{array}{c} E(p-j\omega)-U(p-j\omega)\,e^{j\theta_0} \\ \hline E^*(p+j\omega)-U^*(p+j\omega)\,e^{-j\theta_0} \end{array}\right| = \tag{11}$$

$$= \left|\begin{array}{cc} R+(p+j\omega_r)L_\Sigma(p) & (p+j\omega_r)L_\Delta(p) \\ \hline (p-j\omega_r)L_\Delta(p) & R+(p-j\omega_r)L_\Sigma(p) \end{array}\right| \cdot \left|\begin{array}{c} I(p-j\omega)\,e^{j\theta_0} \\ \hline I^*(p+j\omega)\,e^{-j\theta_0} \end{array}\right|$$

$$U^0(p) = (R^0 + L^0 p)\, I^0(p).$$

S-a notat

$$E(p-j\omega) = \Delta U_f(p)\cdot(p+j\omega_r)G_f(p) + E_0(p-j\omega),$$

$$E^*(p+j\omega) = \Delta U_f(p)(p-j\omega_r)G_f(p) + E_0^*(p+j\omega),$$

$$L_\Sigma(p) = \frac{L_d(p)+L_q(p)}{2}, \quad L_\Delta(p) = \frac{L_d(p)-L_q(p)}{2}.$$

($L_d(p)$ și $L_q(p)$ sînt inductanțele operaționale corespunzătoare direcțiilor principale, longitudinală d și transversală q [5]).

În cazul cînd mașina sincronă este conectată la barele de tensiune $[U]$ prin intermediul unor linii care au rezistențe, inductanțe și capacități serie, de succesiune directă egale cu cele de succesiune inversă dar diferite de cele homopolare, va trebui să se țină seama și de căderile de tensiune din linii. Pentru rezistențe și inductanțe situația va fi asemănătoare celei din cazul componentelor statorice independente de poziția rotorului iar pentru capacități, ecuațiile căderilor de tensiune se deduc ușor pe baza dualității ecuațiilor $[U] = [L]\,D\,[I] \longleftrightarrow [I] = [C]\,D\,[U]$.

În sistemul axelor mobile rezultă ecuațiile diferențiale

$$\left|\begin{array}{c} e^{j\theta} I \\ \hline e^{-j\theta} I^* \end{array}\right| = \left|\begin{array}{cc} C(D+j\omega_r) & \\ \hline & C(D-j\omega_r) \end{array}\right| \cdot \left|\begin{array}{c} e^{j\theta} U_c \\ \hline e^{-j\theta} U_c^* \end{array}\right|, \tag{12}$$

$$I^0 = C^0 D\, U_c^0.$$

În condiții inițiale nule — după ce se aplică transformata Laplace sistemului (12), se inversează sistemul obținut și se iau în considerare

căderile de tensiune capacitivă U_c — ecuațiile (11) vor avea forma mai generală

$$\begin{vmatrix} E(p-j\omega) - U(p-j\omega)\,e^{j\theta_0} \\ E^*(p+j\omega) - U^*(p+j\omega)\,e^{-j\theta_0} \end{vmatrix} =$$

$$\begin{vmatrix} R + (p+j\omega_r) L_\Sigma(p) + \dfrac{1}{C}\dfrac{1}{p+j\omega_r} & (p+j\omega_r) L_\Delta(p) \\ (p-j\omega_r) L_\Delta(p) & R + (p-j\omega_r) L_\Sigma(p) + \dfrac{1}{C}\dfrac{1}{p-j\omega_r} \end{vmatrix} \cdot \begin{vmatrix} I(p-j\omega)\,e^{j\theta_0} \\ I^*(p+j\omega)\,e^{-j\theta_0} \end{vmatrix},$$

(13)

$$U^0(p) = \left(R^0 + p\,L^0 + \frac{1}{pC^0} \right) I^0(p).$$

Ecuațiile generale (13) permit a se deduce ecuațiile tensiunilor în diverse sisteme de coordonate.

Astfel, dacă se consideră $\omega = 0 = \theta_0$, se obțin ecuațiile operaționale în coordonatele vectorilor reprezentativi rezultanți exprimați în raport cu axe fixate de inductor (rotor) [8].

Pentru $\omega = -\omega_r$, $\theta_0 = -\theta_{r0}$, se obțin ecuațiile operaționale în coordonatele vectorilor reprezentativi rezultanți exprimați în raport cu axe fixate de indus (stator) [5].

5. ECUAȚIILE OPERAȚIONALE ALE TENSIUNILOR ÎN COORDONATELE AXELOR RECTANGULARE ALE FAZELOR

Spre a trece la ecuațiile operaționale în coordonatele axelor rectangulare ale fazelor, vom face în prealabil schimbarea de argument $p \to p + j\omega$ pentru prima ecuație, respectiv $p \to p - j\omega$ pentru cea de-a doua ecuație a sistemului (13).

În acest caz, notînd $\omega_m = \omega + \omega_r$ sistemul (13) se poate scrie sub forma

$$e^{-j\theta_0} E(p) - U(p) = \Big[R + (p + j\omega_m) L_\Sigma(p + j\omega) +$$

$$+ \frac{1}{C}\frac{1}{p + j\omega_m} \Big] I(p) + (p + j\omega_m) L_\Delta(p + j\omega)\, e^{-2j\theta_0} I^*(p + 2j\omega),$$

$$e^{j\theta_0} E^*(p) - U^*(p) = \Big[R + (p - j\omega_m) L_\Sigma(p - j\omega) + \qquad (14)$$

$$+ \frac{1}{C} \cdot \frac{1}{p - j\omega_m} \Big] I^*(p) + (p - j\omega_m) L_\Delta(p - j\omega)\, e^{2j\theta_0} I(p - 2j\omega),$$

$$U^0(p) = Z^0(p)\, I^0(p).$$

Folosind substituția $I, U = \frac{I_x, U_x + j I_y, U_y}{\sqrt{2}}, I^*, U^* = \frac{I_x, U_x - j I_y, U_y}{\sqrt{2}}$, rezultă sistemul

$$
\begin{aligned}
E_x(p) - U_x(p) = &\left\{ R + \frac{1}{2}\left[(p + j\omega_m) L_\Sigma (p + j\omega) + \frac{1}{C} \frac{1}{p + j\omega_m} + \right.\right. \\
&\left.\left. + cj \right]\right\} I_x(p) + \frac{1}{2}\left[j(p + j\omega_m) L_\Sigma (p + j\omega) + \frac{j}{C(p + j\omega_m)} + cj \right] I_y(p) + \\
&+ \frac{1}{2}\left[(p + j\omega_m) L_\Delta (p + j\omega) e^{-2j\theta_0} I_x(p + 2j\omega) + cj \right] + \\
&+ \frac{1}{2}\left[j(p - j\omega_m) L_\Delta (p - j\omega) e^{2j\theta_0} I_y(p - 2j\omega) + cj \right], \\
E_y(p) - U_y(p) = &\left\{ R + \frac{1}{2}\left[(p + j\omega_m) L_\Sigma (p + j\omega) + \frac{1}{C} \cdot \frac{1}{p + j\omega_m} + \right.\right. \\
&\left.\left. + cj \right]\right\} I_y(p) + \frac{1}{2}\left[j(p + j\omega_m) L_\Sigma (p + j\omega) + \frac{j}{C(p + j\omega_m)} + cj \right] \cdot I_x(p) + \\
&+ \frac{1}{2}\left[(p + j\omega_m) L_\Delta (p + j\omega) e^{-2j\theta_0} I_y(p + 2j\omega) + cj \right] + \\
&+ \frac{1}{2}\left[j(p - j\omega_m) L_\Delta (p - j\omega) e^{2j\theta_0} I_x(p - 2j\omega) + cj \right] \\
&U^0(p) = Z^0(p)\, I^0(p).
\end{aligned}
\tag{15}
$$

Simbolul *cj* înseamnă conjugata expresiei anterioare cu care se însumează.

Se observă aspectul mai complicat al ecuațiilor generale (15) în coordonatele ortogonale ale fazelor față de cel din coordonatele vectorilor reprezentativi rezultanți (14) sau (13).

Dacă se substituie $\omega_m = \omega_r + \omega = 0$ și deci $\omega = -\omega_r$, rezultă ecuațiile operaționale în sistemul $\alpha, \beta, 0$ [9], corespunzător, din punct de vedere fizic, mașinii bifazate de curent alternativ.

Dacă se substituie $\omega_m = \omega_r$ și deci $\omega = 0$, rezultă ecuațiile operaționale în sistemul $d, q, 0$, corespunzător, din punct de vedere fizic, mașinii de curent continuu (cu colector) și echivalent mașinii de curent alternativ [10].

6. ECUAȚIILE CUPLULUI

Expresia cuplului electromagnetic se obține, după cum se știe, ca derivată a energiei magnetice în raport cu unghiul de rotație la curent constant. Matricial, într-un sistem olonom vom avea

$$
T = \frac{1}{2} [I_s]_t^* \frac{d[L_s]}{d\theta_r} [I_s]. \tag{16}
$$

În sistemul axelor mobile, folosind matricile de substituție corespunzătoare și matricea inductanțelor constante $[L_r]$, se obține expresia

$$T = \frac{1}{2}[I]_t^*[T_{sm}]_t^* \frac{d}{d\theta_r}[T_{sr}][L_r][T_{rs}][T_{sm}][I]. \tag{17}$$

În coordonatele vectorilor reprezentativi rezultanți, matricile $[T\ldots]$ fiind diagonale, rezultă imediat relația explicită

$$T = 2\mathcal{I}m\left\{[M_d(I_f + I_{kd}) + jM_q I_{kq}]\frac{Ie^{j\theta}}{\sqrt{2}} - L_\Delta I^2 e^{2j\theta}\right\}. \tag{18}$$

Simbolul $\mathcal{I}m$ înseamnă reținerea componentei de pe axa imaginară a expresiei precedată.

În coordonatele rectangulare ale fazelor se obține

$$\begin{aligned} T = {} & M_d(I_f + I_{kd})(I_x \sin\theta + I_y \cos\theta) + M_q I_{kq}(I_x \cos\theta - I_y \sin\theta) - \\ & - L_\Delta[(I_x^2 - I_y^2)\sin 2\theta + 2I_x I_y \cos 2\theta]. \end{aligned} \tag{19}$$

Dînd diverse forme de exprimare unghiului θ, rezultă cazuri particulare ale expresiilor (18) și (19) corespunzătoare diverselor sisteme uzuale de coordonate.

ОБЩИЕ УРАВНЕНИЯ НАПРЯЖЕНИЙ И МОМЕНТОВ В КООРДИНАТАХ ПОДВИЖНЫХ ОСЕЙ ОБЪЕДИНЕННЫХ СИНХРОННЫХ МАШИН

КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ

Выводятся уравнения электрических напряжений и уравнения электромагнитного момента, соответствующие синхронной машине, подключенной через электрическую линию (R. L. C.), в общей системе подвижных осей.

Матричная запись уравнений позволяет сконцентрировать внимание на произведенные групповые преобразования.

Потоки, токи и напряжения выражаются в виде характерных векторов, а также при помощи ортогональных составляющих.

Функциональные уравнения статорных величин, полученных путем применения преобразования Лапласа, и исключение роторных переменных, имеют простой вид, удобный для различных применений в случае использования выражения напряжений и токов, как характерных векторов.

LES ÉQUATIONS GÉNÉRALES DES TENSIONS ET DU COUPLE, EN COORDONNÉES DES AXES MOBILES, DE LA MACHINE SYNCHRONE

RÉSUMÉ

L'auteur déduit les équations opérationnelles des tensions électriques et les équations du moment électromagnétique d'une machine synchrone connectée à un réseau puissant par une ligne électrique (R, L, C), dans un système général de référence à axes mobiles.

L'expression matricielle des équations permet de concentrer l'attention sur les groupes de transformations effectuées.

Les flux, les courants et les tensions s'expriment comme vecteurs représentatifs résultants, ainsi qu'à l'aide des composantes orthogonales.

Les équations fonctionnelles des grandeurs du stator, résultant de l'application de la transformation de Laplace et de l'élimination des variables du rotor, ont une forme simple et commode pour les différentes applications, lorsqu'on se sert de l'expression des tensions et des couranst comme vecteurs représentatifs.

BIBLIOGRAFIE

1. C. B. Страхов, *Описание переходных электромеханических процессов асинхронных машин посредством уравнений без периодических коэффициентов.* Доклады АН СССР, **117**, *3*, 415—418 (1957).
2. G. Kron, *Clasification of the Reference Frames of a Synchronous Machine.* Trans. AIEE, **69**, 720 (1950).
3. В. И. Горушкин, *Линейные преобразования координат в теории электромашин и матричное исчисление.* Изв. АН СССР, ОТН, *4*, 533—544 (1949).
4. R. Vowels, *Transient Analysis of Synchronous Machines.* Proceedings of I. E. E., **99**, p. IV, *3*, 204 (1952).
5. F. Manea, *Ecuațiile operaționale, în coordonatele vectorilor reprezentativi rezultanți, ale mașinii sincrone.* Electrotehnica, **V**, *7*, 210 (1957).
6. Y. Ching, B. Adkins, *Transient Theory of Synchronous Generators under Unbalanced Conditions.* Proceedings of I.E.E., **101**, p. IV, *7*, 166 (1954).
7. H. Edelman, *Normierte Komponentsysteme zur Behandlung von Unsymmetrieaufgaben in Drehstrom - und Zwiephasennetzen.* Archiv für Elektrotechnik, **XLII**, *6*, 317, (1956).
8. G. Kron, *Stationary Networks and Transmission Lines along Uniformly Rotating Reference Frames.* Trans. AIEE, **68**, 690 (1949).
9. C. Bălă, *Reactanța inversă a mașinii sincrone trifazate.* Autoreferat, Studii și cercetări de energetică, **6**, *3*, 370 (1956).
10. F. Manea, *Ecuațiile operaționale ale unor mașini electrice rotative.* Studii și cercetări de energetică, **7**, *4*, 683 (1957).

SEPARAREA NODURILOR CU UTILIZAREA CURENŢILOR DE SCURTCIRCUIT. METODA UNITARĂ PENTRU ANALIZA SISTEMELOR ELECTRO-ENERGETICE

PARTEA a II-a

STABILITATE STATICĂ ŞI REGLAJ *)

DE

P. DIMO

1. GENERALITĂŢI ÎN LEGĂTURĂ CU PROBLEMELE DE STABILITATE STATICĂ

În partea I a acestui studiu [1] s-a arătat că mărimile caracteristice ce definesc funcţionarea unui sistem electroenergetic pot fi reprezentate într-un mod sugestiv şi simplu prin separarea reţelei pe noduri şi prin efectuarea studiului separat pentru fiecare nod în parte pe cale grafo-analitică utilizînd ca mărimi principale curenţii de scurtcircuit.

Reprezentarea fiecărui nod în parte, utilizînd curenţii de scurtcircuit, dă posibilitatea unui studiu generalizat la întreaga reţea şi la o determinare relativ simplă a consecinţelor variaţiilor unora din mărimi (puteri, curenţi, tensiuni) asupra celorlalte mărimi. În cele ce urmează vom rezuma posibilităţile acestei metode în problemele de stabilitate statică. Într-un studiu anterior, în legătură cu criteriul de stabilitate statică al puterii reactive $\frac{dQ}{dU} < 0$, introdus de Markovici şi Bruck [2], [3] în anul 1938 se arăta posibilitatea determinării directe, prin stabilirea unui grafic al regimului fără calcule pas cu pas, a limitei stabile sau a tensiunii critice, puterii maxime etc... etc. [4], [5], [6], [7].

Calea arătată, permite însă cercetarea regimului pe baza oricărui criteriu practic de stabilitate statică, cu aceeaşi uşurinţă ca în cazul criteriului $\frac{dQ}{dU} < 0$, şi pare să aducă soluţii din cele mai interesante şi în pro-

*) Lucrare prezentată la Sesiunea Institutului de energetică din 4 noiembrie 1958.

blemele de reglaj, în special prin expresia simplă şi clară la care pot fi reduse situaţiile cercetate şi din care se poate deduce în mod simplu rezultatul variaţiei diverselor mărimi.

★

Reamintim că, în principiu, un studiu riguros al stabilităţii statice ar cere să se stabilească ecuaţiile diferenţiale ale oscilaţiilor mici pentru toate elementele sistemului. Aceste ecuaţii sînt în general neliniare şi foarte complicate dacă se ţine seama de toate împrejurările reale în care se desfăşoară procesul fizic. Pentru posibilităţile studiului, toate funcţiile neliniare care intră în ecuaţii pot fi dezvoltate în serii Taylor şi liniarizate în vecinătatea unor valori date. Se reţin apoi numai termenii care conţin abaterile la puteri mici, deoarece, în mod real, în pierderea stabilităţii statice este vorba de abateri mici, ceea ce dă posibilitatea neglijării termenilor care conţin abateri la puteri mai mari sau produse de-ale acestor termeni. Se obţine astfel un sistem de ecuaţii liniare cu coeficienţi constanţi. Condiţia stabilităţii poate fi formulată pentru un asemenea sistem astfel :

— sistemul este stabil dacă toate părţile reale ale rădăcinilor ecuaţiei caracteristice sînt negative ;

— sistemul este instabil dacă cel puţin una dintre rădăcini are partea reală pozitivă.

Pentru o ecuaţie diferenţială de ordin oricît de mare, condiţiile de mai sus pot fi lămurite fără rezolvarea ecuaţiilor, ci numai dintr-o examinare directă a coeficienţilor şi termenilor liberi, conform criteriului lui Hurwitz, Ruth, Meerovici etc.

Acest fel de a proceda nu se aplică în exploatările sistemelor electroenergetice din cauza dificultăţilor de ordin practic. Sistemul general riguros, arătat mai sus, a servit însă diverşilor autori pentru a da o bază teoretică [2], [3], [8], [9] criteriilor practice şi a le situa din punctul de vedere al posibilităţilor lor.

Astfel, criteriile practice se anunţă sub forma unor derivate ce exprimă un mic dezechilibru după o mărime sau coordonată oarecare,

$$\frac{dQ}{dU}, \frac{dp}{dU}, \frac{dp}{d\delta} \text{ etc.}$$

Punctul în care aceste derivate îşi schimbă semnul delimitează domeniul stabil de cel instabil. Justificarea acestui procedeu poate fi făcută din studiul condiţiilor de stabilitate ce rezultă conform ecuaţiilor diferenţiale ale micilor oscilaţii. Dacă se elimină cazurile de instabilitate, care ar conduce la oscilaţii autoîntreţinute, atunci, condiţia de stabilitate enunţată mai sus se reduce la examinarea condiţiilor puse de rădăcinile reale. Dacă se neglijează amortizările sistemului, atunci în ecuaţia caracteristică nu intervin termeni în $p\left(p = \frac{d}{dt}\right)$ ci numai în p^2. În acest caz, ecuaţia caracteristică poate fi scrisă cu p^2 ca variabilă (adică $p^2 = x$). În acest caz [2], [8], [10]

— dacă x este negativ, p este imaginar şi sistemul este deci oscilatoriu şi stabil;

— dacă x este pozitiv, p are şi soluţii pozitive şi regimul este instabil.

Semnul lui x poate fi lămurit fără rezolvarea ecuaţiei caracteristice, din examinarea coeficienţilor.

Coeficienţii ecuaţiei caracteristice sînt formaţi din diverse derivate parţiale. Unii autori [2], [3], [9] au arătat că, criteriile de stabilitate practice conduc de fapt la schimbarea semnului uneia din rădăcinile ecuaţiei caracteristice o dată cu schimbarea semnului derivatei corespunzătoare dezechilibrului considerat.

În realitate, criteriile aşa zise practice orientează complet practicianul asupra caracterului sistemului ce-l cercetează şi sînt singurele interesante pentru cei ce au în studiu analiza sistemelor electroenergetice.

Valabilitatea acestor criterii practice poate fi demonstrată şi direct, din examinarea condiţiilor procesului fizic, acest fel de a proceda avînd avantajul, în unele cazuri, de a adînci înţelegerea criteriului respectiv şi sensul său fizic.

Dificultatea în aplicarea acestor criterii constă în general în operaţiile şi calculele necesare prea numeroase, deoarece se aplică metoda pas cu pas. Se procedează astfel:

a) se alege un anumit regim de funcţionare pentru care se doreşte o informare asupra comportării sistemului;

b) se calculează apoi regimuri succesive de funcţionare în condiţii îngreunate din ce în ce, obţinute prin varierea unor parametri ce se consideră în problema respectivă ca variabili. Plecînd de la un singur regim real, se calculează pas cu pas o serie numeroasă de regimuri;

c) se ajunge la un regim limită, instabil.

S-a găsit astfel, „limita" unei situaţii şi, oarecum, distanţa la care se găseşte sistemul de acea limită, distanţă care de multe ori se exprimă ca „rezerva sistemului". Regimul „limită", în care derivata respectivă se anulează, este un regim ipotetic, în general deosebit de regimurile reale, deoarece se presupun numai anumiţi parametri variabili iar alţii sînt fixaţi [3], [11], pe cînd regimurile reale nu au impuse asemenea condiţii.

Numai prin varierea pe rînd a tuturor parametrilor şi calcularea pentru un prim regim a o serie de regimuri succesive, pînă la cel limită, se poate obţine o informare mai completă asupra stărilor limită, ţinînd seama de toate condiţiile reale.

Numărul mare de calcule ce trebuie efectuate în cazul cînd sistemul nu se reduce la metoda clasică a „celor două maşini" face de multe ori pe practicieni să ocolească asemenea examinări, chiar atunci cînd dispun de instrumente speciale, cum sînt mesele de calcul.

În cele ce urmează, vom arăta marea uşurinţă cu care se pot lămuri problemele practice de stabilitate prin metoda „analizei pe noduri", propusă aici, uşurinţă comparabilă cu aceea a metodelor simple ce se aplică cazului clasic al „celor două maşini".

2. CRITERIUL $\frac{dp}{d\delta}$

Acest criteriu se poate demonstra direct din examinarea procesului fizic al unui generator (sau motor) supus unui cuplu motor de antrenare și unui cuplu rezistent electric.

În general, se cercetează derivata $\frac{dp}{d\delta}$, în care unghiul δ este un unghi arbitrar ales, pe care-l face mașina 1 cu o altă mașină, un grup de mașini considerate împreună, sau tot restul mașinilor considerate un singur generator echivalent.

Presupunem chestiunea cunoscută pe căile obișnuite, în care este cercetată azi, așa cum este expusă în manualele de specialitate [2], [8], [10], [12].

Pe calea reprezentării nodurilor, un nod o dată reprezentat se pot face imediat considerațiile necesare acestui criteriu în ceea ce privește semnul derivatei $\frac{dp}{d\delta}$ a unuia din generatoare după cum urmează.

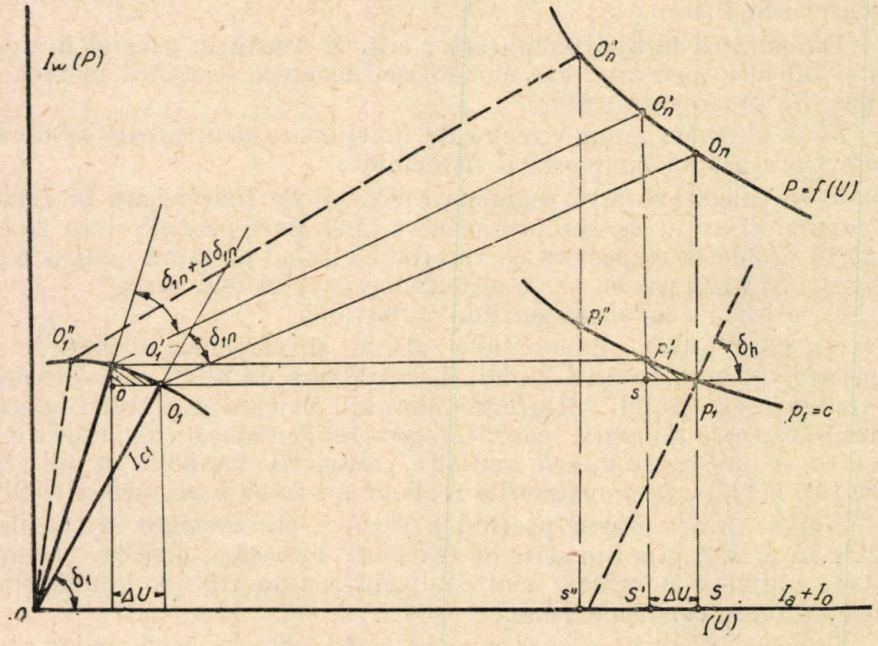


Fig. 1. — Aplicarea criteriului $\frac{dp}{d\delta}$.

Determinarea unghiului limită stabil pentru un generator (O_1 pe figura 1). Reprezentare pentru n generatoare și o curbă oarecare $P=f(U)$. Cercetarea se face prin considerarea unghiului δ_{1n}.

Să presupunem primul regim, cunoscut, reprezentat pe linia frîntă $O\,O_1 \ldots O_n$ și curba curentului watat al sarcinii notată $P = f(U)$ din figura

1. Să considerăm, de aici înainte, variații infinit mici plecînd de la acest regim și anume:

Schimbăm treptat repartiția între generatorul 1, pe care-l cercetăm și care este reprezentat de vectorul OO_1 și restul generatoarelor, pe care să le considerăm deocamdată reprezentate prin generatorul echivalent O_1O_n (vectorul O_1O_n). Aceasta revine la a deplasa punctul O_1 pe un cerc O_1, O_1', O_1'' mărind unghiul δ_{1n}. În timpul acestei deplasări, punctul O_n rămîne pe curba $P = f(U)$, adică trece prin punctele O_n O_n' O_n''. Să presupunem că punctul O_1 este punctul limită, după care la o mărire a unghiului δ_{1n} derivata $\frac{dp_1}{d\delta_{1n}}$ devine negativă. Pentru acest punct, puterea constantă dată de cuplul motor este reprezentată pe figură de ordonata hiperbolei $p_1 = c$ ordonata ce trece prelungită și prin punctul O_n'. Punctul p_1', ce se află pe hiperbola $p_1 = c$, are abscisa punctului de funcționare O_n' dar aceeași ordonată ca O_1'. Pentru punctul O_1' al generatorului 1, curentul activ sau puterea corespunzătoare cuplului electric rezistent dacă variem unghiul δ_{1n} este reprezentat pe figură de ordonata cercului O_1, O_1', O_1'', descris de vectorul OO_1. Acești doi curenți, adică ordonata hiperbolei $p_1 = c$ în dreptul punctului de funcționare O_n' și ordonata cercului în punctul O_1', sînt egali. Dacă dăm o nouă deplasare unghiului δ_{1n}, atunci regimul se va deplasa conform noii linii frînte OO_1'' O_n'' și ordonata cercului va trece în O_1''. Ordonata hiperbolei de putere constantă la rîndul său va trece în p_1'', deoarece s-a deplasat punctul de funcționare în O_n''. Semnul lui $\frac{dp_1}{d\delta_{1n}}$ va fi pozitiv, nul sau negativ, după cum ordonata cercului în punctul O_1'' va fi mai mare, egală, sau mai mică decît ordonata hiperbolei de putere constantă în punctul p_1''. În cazul din figură, $\frac{dp_1}{d\delta_{1n}}$ este negativ, ordonata cercului fiind mai mică decît ordonata hiperbolei.

Să notăm cu:

ΔU — variația abscisei punctului O_n, care după cum am văzut în partea I a acestui studiu [1] măsoară de fapt variația tensiunii la scara K;

$\Delta U'$ — variația abscisei punctului O_1, care ar măsura și variația tensiunii în cazul particular în care poziția unghiulară a generatorului echivalent O_1O_n nu s-ar schimba, față de tensiunea U (axa absciselor).

Pentru punctul limită O_1, în care $\frac{dp_1}{d\delta_{1n}} = 0$, se poate scrie relația (după cum se observă pe figura 1)

$$\frac{\Delta U}{\Delta U'} = \frac{tg\delta_h}{tg\delta_1} \tag{1}$$

unde la limită δ_1 și δ_h sînt unghiurile tangentelor respective la hiperbola $p_1 = c$, respectiv cercul O_1O_1'.

Această relație se deduce imediat din exprimarea înălțimii celor două triunghiuri oO_1O_1' și s, p_1, p_1'.

Ea indică că noua putere corespunzătoare regimului OO_1' a generatorului 1 şi cea constantă dată de hiperbolă sînt egale iar $dp_1 = 0$, deoarece curenţii activi care măsoară aceste puteri sînt egali pe figură.

Dacă presupunem că deplasarea vectorului $O_1 O_n$ s-a făcut în această ultimă mişcare păstrînd aproximativ înclinarea iniţială faţă de abscisă şi lungimea neschimbată, atunci

$$\Delta U = \Delta U'$$

şi singura condiţie este

$$\operatorname{tg} \delta_1 = \operatorname{tg} \delta_h$$

sau

$$\delta_1 = \delta_h \qquad (2)$$

adică limita stabilităţii pentru acest generator are loc atunci cînd unghiul său rotoric δ_1 este egal cu unghiul normalei la hiperbola reprezentînd puterea constantă a cuplului motor $p_1 = c$.

Dacă ΔU nu este aproximativ egal cu $\Delta U'$, atunci valoarea unghiului limită trebuie corijată conform relaţiei (1).

Trebuie însă observat că ipoteza $\Delta U = \Delta U'$ *este la fel de arbitrară şi de aceeaşi natură cu ipotezele curente simplificatoare* (vezi cazurile I, II, III mai departe), în privinţa comportării restului generatoarelor în cazul încărcării generatorului a cărui putere limită se caută. Această ipoteză simplificatoare poate fi întotdeauna făcută la prima cercetare. Numai în „cazul general", arătat mai jos, ea nu mai poate fi făcută, $\Delta U'$ rezultînd din condiţiile problemei diferit de ΔU.

★

Unghiul limită se determină deci practic în felul următor (fig. 1):

— se construiesc regimuri succesive deplasînd punctul de funcţionare O_n de-a lungul curbei $P = f(U)$, încărcînd generatorul cercetat şi ţinînd vectorul $O_1 O_n$ constant ca lungime, acest ultim vector $O_1 O_n$ reprezentînd generatorul echivalent al restului sistemului despre care ne vom ocupa mai departe;

— se caută cu această mişcare aducerea punctului O_1 extrem al vectorului OO_1 în deplasarea sa pe cerc într-o regiune în care tangenta la cerc în O_1' şi tangenta în punctul corespunzător la hiperbola puterii constante respective sînt egale;

În cazul cunoaşterii legilor de repartiţie a puterilor pe generatoare, se verifică printr-o deplasare mică a regimului în această regiune raportul $\frac{\Delta U}{\Delta U'}$. Dacă acest raport nu este egal cu 1, se caută un nou unghi δ_1 pentru generator, dat de relaţia (1). Se aşează vectorul OO_1 în poziţia dată de noul unghi şi se verifică din nou relaţia (1).

În general, ajunge o singură încercare dacă s-au făcut ipoteze simple în privinţa generatorului $O_1 O_n$, deoarece orientarea primă a unghiurilor egale pentru cele două tangente dă valori foarte apropiate, procedeul fiind extrem de expeditiv.

★

Pot fi făcute observații interesante asupra modului de a deplasa vectorul generatorului echivalent O_1O_n, socotit pînă acum invariant ca lungime în toate regimurile. Se poate proceda și în alte moduri, variind și acest vector, pentru a ține seama de orice condiție specială în legătură cu generatoarele ce sînt reprezentate de acest generator echivalent. Vom da numai cîteva indicații care să permită găsirea corespondenței dintre această metodă și căile uzuale (pas cu pas), în aplicarea criteriului $\frac{dp}{d\delta}$.

Să distingem cîteva cazuri în care se fac studii de stabilitate statică cu acest criteriu. În toate aceste cazuri, presupunem că se cercetează puterea limită a generatorului denumit 1, diferența dintre cazuri constînd în ipotezele arbitrare ce se fac asupra comportării celorlalte generatoare în cazul variației puterii generatorului 1.

C a z u l I. *Restul generatoarelor rămîn cu unghiurile relative rotorice neschimbate.* Acest caz este chiar cel arătat în figura 1. Corespunde cazului în care toate generatoarele, în afară de cel cercetat, sînt combinate pe calea obișnuită de reducere a schemelor într-un generator echivalent. În acest caz, toate generatoarele preiau o parte din diferența de putere a generatorului 1.

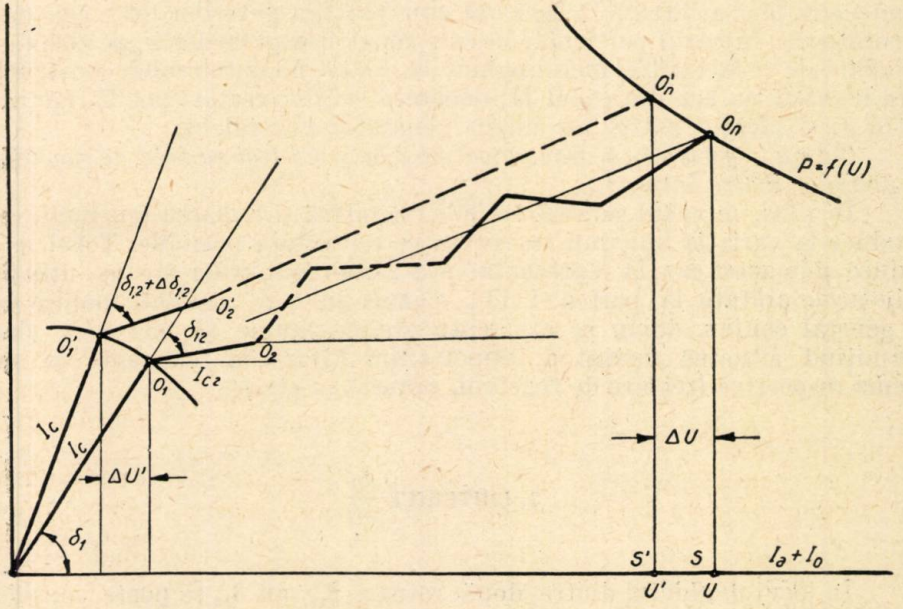


Fig. 2. — Aplicarea criteriului $\frac{dp}{d\delta}$. Cercetarea se face prin considerarea unghiului δ_{12}.

C a z u l II. *Din celelalte generatoare, unul preia diferența de putere a generatorului 1, iar celelalte rămîn cu putere constantă.* În acest caz, deplasarea între două poziții se reprezintă astfel : Plecînd de la punctul de func-

ționare O_n pe figura 2, se ia un al doilea punct apropiat O'_n pe curba curentului activ al sarcinei notată $P_1 = f(U)$ pe figură. Pentru acest al doilea punct se determină pe rînd, plecînd de exemplu de la punctul O'_n în jos, pozițiile fiecărui generator așa cum rezultă din condiția menținerii puterii constante (vezi partea I a acestui studiu). Această determinare se face cu cea mai mare ușurință prin cunoașterea curenților wataţi ai fiecărui generator cu putere constantă, corespunzători noii tensiuni în punctul S' pe abscisă. Astfel, pentru generatoarele cu putere constantă, se cunosc vectorii curenților de scurtcircuit și curentul watat, ceea ce este suficient pentru determinarea poziției lor pe grafic. O dată ajunși în dreptul punctului O'_2 pornind de la O'_n, punctul O'_1 rezultă din simpla considerare a vectorilor corespunzători curenților de scurtcircuit ai mașinilor 1 și 2, constanți. Astfel, se determină poziția $OO'_1O'_n$ a lanțului de vectori, corespunzătoare unei mici deplasări în cazul considerat, și se poate măsura Δp_{12} și $\Delta\delta_{12}$ pentru deducerea raportului $\frac{\Delta p_{12}}{\Delta\delta_{12}}$.

C a z u l III. *Din celelalte generatoare, două preiau diferența de putere, iar celelalte rămîn cu puteri neschimbate.* Cazul acesta este analog cu cazul II. În locul unui singur generator ce preia puterea, acum sînt două generatoare. Problema se rezolvă cu aceeași simplicitate introducîndu-se o condiție în plus arbitrară în legătură cu repartiția puterilor între cele două generatoare. În cazul particular în care repartiția puterilor între cele două generatoare se face astfel încît unghiul lor relativ nu se schimbă, construcția este identică cu cea din cazul II, deoarece cei doi vectori pot fi rigidizați între ei și alcătui astfel un singur generator echivalent.

C a z u l g e n e r a l. Generatoarele 2 la n au legi variate de repartiție a puterilor active între ei.

În plus, în cazul general trebuie introdusă și reglarea tensiunii, care conduce la variația lungimii vectorilor ce reprezintă mașinile. Totul se va reduce și în acest caz, la reprezentarea a 2-a a regimurilor vecine, utilizînd mijloacele arătate la partea I [1]. Cazuri în care studiul analitic este în general confuz, devin pe asemenea grafice simple și mai ales clare, permițînd situarea ușoară a importanței diverselor elemente în problema respectivă (reglare de tensiuni, puteri ... etc.).

3. CRITERIUL $\frac{dp}{dU}$

În locul unghiului dintre două rotoare δ_{12} sau δ_{1n} se poate considera ca variabilă tensiunea U a nodului ce se analizează. Reprezentarea operațiilor pentru determinarea punctului limită în care $\frac{\Delta p}{\Delta U}$ își schimbă semnul rămîne identică cu ceea ce se face în determinarea semnului raportului $\frac{\Delta p}{\Delta\delta}$, adică rămîne cea arătată în figurile 1 și 2. De rîndul acesta, la o depla-

sare a punctului O_1 în O'_1 corespunzătoare unei creşteri a puterii grupului 1, vom citi diferenţa obţinută în variaţia tensiunii prin măsurarea lungimii SS' pe axa absciselor, adică a variaţiei abscisei punctului de funcţionare O_n.

În general, atît derivata $\frac{dp}{d\delta}$ cît şi derivata $\frac{dp}{dU}$ se anulează pentru acelaşi regim. De multe ori, acest ultim criteriu $\frac{dp}{dU}$ este mai comod de aplicat, mai ales atunci cînd generatoarele O_1O_n trebuie considerate cu condiţii în plus speciale pentru repartiţia puterilor între ele.

4. CRITERIUL LUI BRUCK-MARKOVICI AL PUTERII REACTIVE $\frac{dQ}{dU} < 0$ PE CALEA ANALIZEI GRAFICE

Am arătat într-un studiu anterior [13], unde pentru prima oară s-a întrebuinţat în probleme de stabilitate metoda de analiză arătată aci, o expresie simplă a derivatei $\frac{dQ}{dU} = \frac{dQ_g - dQ_s}{dU}$, expresie ce se putea citi ca valoare directă pe grafic.

Q_g = puterea reactivă a generatoarelor

Q_s = puterea reactivă a sarcinei.

Această expresie simplă era stabilită pentru ipotezele următoare :

— puterile reactive ale sarcinilor variază cu pătratul tensiunii ;

— sarcina activă păstrează o putere constantă la variaţii mici ale tensiunii ;

— puterile cuplurilor motoare ale generatoarelor rămîn constante ;

— frecvenţa rămîne aceeaşi.

În aceste ipoteze avem

$$\frac{dQ}{dU} = \sum_1^n \frac{I_{cm}}{\cos \delta_m} - 2KU$$

în care

I_{cm} = curentul de scurtcircuit al generatorului m egal cu $Y_m E_m$;

δ_m = unghiul dintre E_m şi U pentru generatorul m ;

K = suma admitanţelor legate la nod (vezi partea I),

$$K = \Sigma y$$

Pe reprezentarea nodului această derivată se citeşte imediat (fig. 3), după cum urmează :

— termenul pozitiv $\sum \frac{I_{cm}}{\cos \delta_m}$ este suma subtangentelor $O_{m-1} F_m$ din figura 3, pentru fiecare generator ;

— termenul negativ $2\,KU$, este de 2 ori ordonata punctului de funcționare O_n, ordonată care, după cum am văzut în partea I, are mărimea KU.

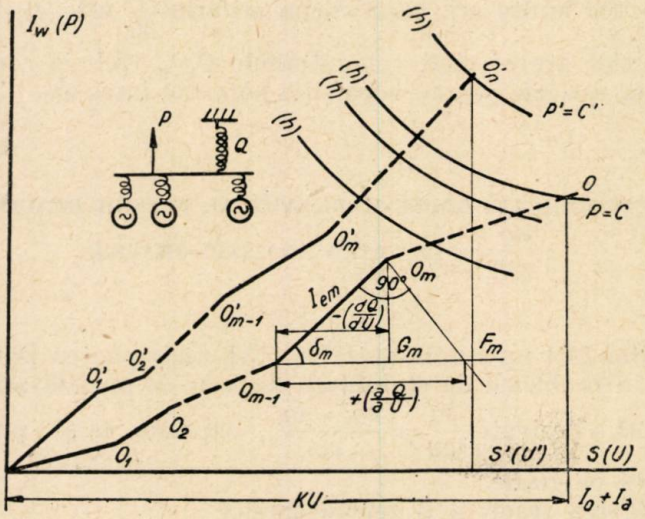


Fig. 3. — Aplicarea criteriului $\frac{dQ}{dU} < 0$. Mărirea unghiului δ_m mărește termenul pozitiv ai derivatei conform variației laturii $O_{m-1} F_m$ (termen nefavorabil).

Din semnul derivatei $\frac{dQ}{dU}$, se trag concluzii asupra stabilității deoarece :

$$\text{pentru } \frac{dQ}{dU} < 0 \text{ regimul este stabil,}$$

$$\text{pentru } \frac{dQ}{dU} > 0 \text{ regimul este instabil.}$$

Se vede din exprimarea grafică a diagramei dată în figura 3 elementele extrem de interesante, proprii acestei noi căi în cercetarea stabilității statice.

5. CERCETAREA UNUI REGIM

În cercetarea regimurilor din punct de vedere al stabilității statice se pot distinge două faze distincte.

F a z a I. *Înrăutățirea regimurior.* Se pleacă de la un regim cunoscut care se înrăutățește progresiv pînă se ajunge la starea limită. În aceste

transformări succesive sînt variate mărimile în sensul defavorabil stabilității. Se pot alege oricare din mărimi (puteri totale, puteri pe generatoare, tensiuni etc.). Este interesant să se aleagă mărimile cele mai potrivite ținînd seama de aspectele ce se cercetează. De exemplu, se mărește progresiv puterea pe un generator dacă se caută puterea maximă a acestui generator.

F a z a a II-a. *Ajunși în regiunea limită se reprezintă două regimuri* foarte apropiate pentru a se stabili semnul unei derivate care dă indicația dorită. Aceste două regimuri apropiate sînt rezultate dintr-un prim regim dîndu-se o variație oarecare unei coordonate (de exemplu, tensiunea U), celelalte mărimi deplasîndu-se conform caracteristicilor statice. Se obține astfel al doilea regim. Această deplasare de control, ține deci seama de caracteristicile statice ale mărimilor, pe cînd deplasările din prima fază pot fi complet arbitrare. Este de observat :

— *În metodele cunoscute, unde se întrebuințează căi „pas cu pas", deplasările regimurilor din prima fază și a doua fază se fac în general la fel.* Aceasta înseamnă că, condițiile de înrăutățire din prima fază au fost considerate arbitrar și în caracteristicile statice ale unora din mărimi pentru deplasarea de probă din faza a II-a.

— Este foarte bine să se facă distincția clară între „condiții de înrăutățire" care ar trebui să țină seama de condițiile specifice exploatării și deplasarea de „probă" care ar trebui teoretic să țină seama riguros numai de caracteristicile statice ale mărimilor. Astfel, în cazul criteriului $\frac{dp}{d\delta}$ sau $\frac{dp}{dU}$ înrăutățirea regimului pe căile obișnuite în prezent, se face progresiv în unul din cazurile arătate pînă ce se obține schimbarea semnului derivatei. Aceasta înseamnă că și ultima treaptă de înrăutățire, care de fapt este faza a II-a și care corespunde anulării unei derivate, se face în aceleași condiții ca și condițiile de înrăutățire care apropie regimul de regimul limită. Aceasta este o simplificare ce face calculul posibil, dar care produce în general confuzie în lumea specialiștilor și practicienilor din acest domeniu.

★

În cazul nostru, înrăutățirea regimului se poate face punînd orice condiții de înrăutățire și reprezentînd regimurile succesive așa cum s-a arătat în partea I.

Regimul limită se găsește prin citirea mărimii $\frac{dQ}{dU}$ direct pe grafic, așa cum s-a arătat mai sus, fără nici o altă deplasare de probă. În plus însă, de rîndul acesta anularea derivatei se face cu considerarea caracteristicilor statice care au stat la baza stabilirii expresiei $\frac{dQ}{dU}$ iar nu cu caracteristicile arbitrare alese la înrăutățirea succesivă a regimului, așa cum se face pentru comoditatea calculului în mod obișnuit.

În cazul aplicării criteriului $\frac{dp}{d\delta}$ pe calea arătată aci, regimul limită va fi găsit prin încercarea unei deplasări de probă ținînd seama de caracteristicile statice ale mărimilor, independent de felul cum am înrăutățit regimul. În cazul acestui criteriu este deci necesară în faza a II-a o deplasare de probă a regimului, lucrurile fiind mai complicate puțin decît în cazul aplicării criteriului lui Bruck-Markovici :

6. CRITERIUL CE TREBUIE APLICAT ÎN CAZUL ANALIZEI GRAFICE

Soluția generală, cea mai simplă, cu această cale de analiză, pare să fie dată de criteriul $\frac{dQ}{dU}$ al puterii reactive care permite citirea derivatei în permanență pentru fiecare regim înrăutățit.

În cazul criteriului $\frac{dp}{d\delta}$ se va recurge la orientarea pe care o dă unghiul normalei (sau tangentei) hiperbolei cu puterea egală cu cea a generatorului respectiv.

Acest criteriu ar putea conveni cînd se caută puterea maximă a unui generator, care se încarcă succesiv. Dar și în astfel de cazuri pe calea analizei grafice este mai comodă aplicarea criteriului $\frac{dQ}{dU}$, încărcarea succesivă a generatorului fiind de fapt condiție de înrăutățire, care va conduce pînă la sfîrșit la anularea derivatei puterii reactive.

Din experiența cîștigată pînă azi cu acest procedeu, aplicarea criteriului $\frac{dQ}{dU}$ este interesantă în toate cazurile. Numai în situații speciale în care se caută efectele unui reglaj care influențează caracteristicile statice și modifică premizele considerate la stabilirea derivatei $\frac{dO}{dU}$ se poate cerceta în plus, pe baza unui alt criteriu $\left(\frac{dp}{d\delta}, \frac{dp}{dU}\right)$, prin deplasări „de probă" făcute ținînd seama de variația mărimilor în conformitate cu legile de reglaj al căror efect e căutat.

Notăm, înainte de a încheia acest capitol, că, pe calea arătată aci, se pot folosi și alte criterii în afară de $\frac{dQ}{dU}$, $\frac{dp}{d\delta}$ sau $\frac{dp}{dU}$, cum ar fi de exemplu $\frac{dP}{dU}$ (P = puterea sarcinii) sau altul. Totul revine de fapt în a reprezenta regimuri succesive înrăutățite pe un grafic (faza I) și a controla printr-o ultimă perturbație „de probă" că s-a atins regimul limită (faza a II-a).

În figura 3, s-a reprezentat un caz de stabilire a regimului limită cu un aspect mai general și anume :

— Regimul inițial cu sarcina P pe nod e trasat cu linia $O O_1 O_2 \ldots O_n$.

— Sînt trasate cîteva hiperbole corespunzătoare la puteri constante.

— Regimurile se înrăutățesc prin creșterea sarcinii P. Repartiția puterilor active și reactive în timpul înrăutățirii se face după legi complexe date de diverse reglaje.

— Reglajele au zone de insensibilitate, așa că stabilitatea statică poate fi controlată cu criteriul $\frac{dQ}{dU}$, citit direct pe grafic.

— Se ajunge în punctul O'_n corespunzător puterii $P' = C'$. Derivata $\frac{dQ}{dU}$, în regimul reprezentat de linia frîntă $OO'_1O_2O'_n$ la care s-a ajuns, se anulează.

În acest caz deci, care este un caz curent ce poate fi întîlnit în practică :

— s-a ținut seama de reglaje la condițiile de înrăutățire ;

— regimul limită a fost determinat prin utilizarea criteriului puterii reactive.

7. PROBLEME DE REGLAJ

Metoda analizei nodurilor se pretează în mod cu totul deosebit la probleme de reglaj, deoarece pe de o parte găsim reprezentate clar și simplu mărimile ce se reglează și anume : tensiuni interne, tensiunea unui nod, puteri etc., iar pe de altă parte efectul variației mărimii respective se observă imediat pe grafic.

Chiar în cazul problemelor speciale de reglaj al frecvenței sînt soluții simple, ele putînd fi atacate pe această cale cu destulă ușurință în comparație cu metodele analitice obișnuite ; indicațiuni în cazul examinării variațiilor de frecvență vor fi găsite în partea a III-a la probleme dinamice.

Să deducem ca exemplu, cîteva proprietăți ale sistemelor electrice ce au legătură cu reglajul, pe această cale :

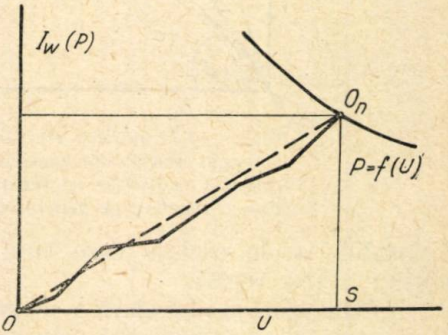


Fig. 4. — Valoarea maximă în valoarea absolută a derivației $\frac{dQ}{dU}$ se găsește în cazul vectorilor înșirați după linia întreruptă.

Se poate demonstra [14] că valoarea absolută a derivatei $\frac{dQ}{dU}$ se obține dacă în reprezentarea unui nod toți vectorii de scurtcircuit reprezentînd generatoarele sînt colineari.

Fie $$\frac{dQ}{dU} = -\varepsilon$$

sau $$dU = -\frac{dQ}{\varepsilon}.$$

Rezultă de aci că, cu cît ε este mai mare, cu atît variațiile de tensiune ale nodului sînt mai mici. Se poate spune că un nod este cu atît mai „rigid" cu cît valoarea absolută a derivatei $\frac{dQ}{dU}$ (notată mai sus cu ε) este mai mare.

Între două poziții ale generatoarelor în lanțul de vectori, e preferabilă aceea ce se apropie mai mult de poziția coliniară din punctul de vedere al calității regimului.

Rezultă de aci că, din acest punct de vedere, se poate califica atît reglajul puterilor active cît și reglajul puterilor reactive, considerîndu-se

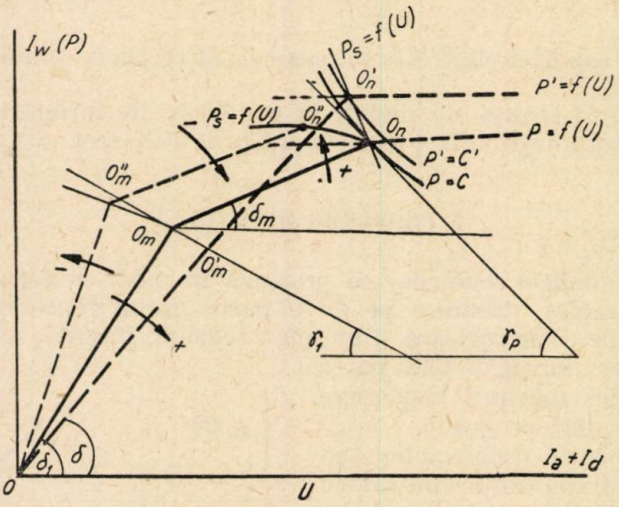


Fig. 5. — Urmărirea efectelor reglajului repartiției puterilor active și reactive pe generatoare (semnul +, sens favorabil de rotire a vectorilor și schimbare a repartiției puterilor active și reactive pe generatoare; semnul —, sens defavorabil).

favorabile acele reglaje care tind la colinearizarea vectorilor în regim obținut după reglaj.

O imagine și mai clară a efectului reglajelor se poate obține reprezentînd mașinile ce se reglează prin vectori de scurt circuit și trasînd curbele ce rezultă pentru extremitatea O_n a lanțului de vectori în diverse ipoteze de reglaj (fig. 5).

Astfel, în figura 5 am reprezentat simbolic două mașini OO_m și O_mO_n care corespund fiecare mașinilor ce execută reglaje în același sens. Una din mașini, OO_m, face un unghi δ_1 cu tensiunea U, mai mare ca unghiul δ al generatorului echivalent OO_n, iar a doua mașină O_mO_n un unghi δ_m mai mic.

În cazul cînd reglajele sînt făcute în sensul colinearizării vectorilor (însemnate cu + pe figură), noua putere P' este acoperită prin repartițiile ce rezultă pe generatoare în poziția OO_n' a lanțului de vectori.

Se observă pe grafic că dacă se schimbă natura și mărimea sarcinii $P' = f(U)$ în loc de $P = f(U)$, atunci reglajele în care unghiurile δ_1 și

δ_m se apropie de unghiul δ conduc cel mai ușor la echilibru. Pe figură s-a trasat și un regim pentru generatoare O''_n, în care reglajele se fac în sensuri contrare sensului favorabil. În acest caz, unghiul δ_1 crește și δ_m descrește, iar punctul O''_n nu se mai poate regăsi pe curba puterilor $P' = f(U)$ și vom înregistra un caz de instabilitate dat de reglaj.

Se vede în mod simplu și intuitiv, pe un asemenea grafic ca acela din figura 5, influența fiecărui element asupra noului punct de echilibru pe care îl va lua regimul după intervenția unei schimbări oarecare și a efectuării reglajului.

Reprezentarea grafică prin curbe a mărimilor (tensiuni electromotoare interne, curenți etc.) care se face în mod obișnuit în problemele de reglaj convine în mod deosebit acestui sistem de analiză grafică, în care vom introduce în regimurile reprezentate mărimile noi după intervenția reglajului, în conformitate cu curbele specifice fiecăreia din mărimile reglate [15].

Din cercetarea de mai sus, se poate trage o concluzie din punct de vedere al reglajului puterii active și reactive și anume :

Atît pentru reglajul puterii active, cît și pentru reglajul puterii reactive, maximum de beneficii pentru „rigidizarea" nodului (rigid = variații mici de tensiune) se poate obține prin reglaje care tind la egalarea unghiurilor rotorice — ale tuturor generatoarelor.

ВЫДЕЛЕНИЕ УЗЛОВ ПРИ ИСПОЛЬЗОВАНИИ ТОКОВ КОРОТКОГО ЗАМЫКАНИЯ, КАК ЕДИНЫЙ МЕТОД АНАЛИЗА ЭЛЕКТРОЭНЕРГЕТИЧЕСКИХ СИСТЕМ

ЧАСТЬ II

СТАТИЧЕСКАЯ УСТОЙЧИВОСТЬ И РЕГУЛИРОВАНИЕ

КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ

В этой работе продолжается исследование, опубликованное в № 3/1958 настоящего журнала, и указываются преимущества „графического анализа" при применении практических критериев устойчивости (Производные $\frac{dQ}{dU}$, $\frac{dp}{d\delta}$, $\frac{dp}{dU}$ и т.д.).

Критерий Брука-Марковича представляет особый интерес в данном случае, так как характерную величину можно прочесть непосредственно по графику; таким образом, трудоемкий и затруднительный путь „последовательных приближений" становится ненужным, а ухудшение режима может быть представлено на графиках в самых различных условиях, представляющих определенный интерес. Далее указывается также возможность применения этого метода в вопросах регулирования. В третьей части этой работы будет рассматриваться вопрос динамического режима работы.

ОБЪЯСНЕНИЕ РИСУНКОВ

Рис. 1. — Применение критерия $\frac{dp}{d\delta}$.

Рис. 2. — Применение критерия $\frac{dp}{d\delta}$. Отсчет производится с учетом угла δ_{12}.

Рис. 3. — Применение критерия $\frac{dQ}{dU} < 0$. Увеличение угла δ_m увеличивает положительный член производной, согласно изменению стороны $0_{m-1} F_m$ (неблагоприятный член).

Рис. 4. — Максимальное значение в абсолютном значении производной $\frac{dQ}{dU}$ находится в случае векторов, расположенных после прерванной линии.

Рис. 5. — Эффекты регулирования распределения активных и реактивных мощностей на образующей (знак + обозначает благоприятное направление вращения векторов и изменение распределения активных и реактивных мощностей на образующей; знак — обозначает неблагоприятное направление).

LA SÉPARATION DES NŒUDS AVEC UTILISATION DES COURANTS DE COURT-CIRCUIT — MÉTHODE GÉNÉRALE D'ANALYSE DES SYSTÈMES ÉLECTRO-ÉNERGÉTIQUES

2e PARTIE

STABILITÉ STATIQUE ET RÉGLAGE

RÉSUMÉ

L'auteur poursuit dans cet article l'étude publiée dans le n° 3/1958 de cette revue et montre les avantages qu'offre « l'analyse graphique » dans l'application des critères pratiques de stabilité (les dérivées $\frac{dQ}{dU}$, $\frac{dp}{d\delta}$, $\frac{dp}{dU}$, etc.).

Le critère de Bruck-Markovitch semble particulièrement intéressant, du fait que la lecture de la grandeur caractéristique $\frac{dQ}{dU}$ peut être faite directement sur le graphique ; de cette façon, la méthode « par échelons successifs », laborieuse et difficile, n'est plus nécessaire et l'approche du régime limite peut être représentée par des graphiques dans les conditions les plus variées qui présenteraient de l'intérêt. On montre ensuite les possibilités qu'offre cette méthode dans les problèmes du réglage. La troisième partie du travail traitera les problèmes des régimes dynamiques.

EXPLICATION DES FIGURES

Fig. 1. — Application du critérium $\frac{dp}{d\delta}$

Fig. 2. — Application du critérium $\frac{dp}{d\delta}$. L'angle δ_{12} est celui qui est pris en considération pour l'étude.

Fig. 3. — Application du critérium $\frac{dQ}{dU} < 0$. L'augmentation de l'angle δ_m détermine celle du terme positif de la dérivée selon la variation du côté $O_{m-1}F_m$ (qui est un terme défavorable).

Fig. 4. — Le maximum en valeur absolue de la dérivée $\frac{dQ}{dU}$ est trouvé lorsque les vecteurs sont rangés suivant la ligne interrompue.

Fig. 5. — Etude des effets du réglage de la répartition des puissances actives et réactives par génératrices (le signe + marque le sens favorable de rotation des vecteurs et de modification de la répartition des puissances actives et réactives par génératrices ; le signe — marque le sens défavorable).

BIBLIOGRAFIE

1. P. DIMO, *Separarea nodurilor cu utilizarea curenților de scurtcircuit, metodă unitară pentru studiul sistemelor electroenergetice. Partea I-a.* Studii și cercetări de energetică, **VIII**, *3*, (1958).
2. И. М. МАРКОВИЧ, *Энергические системы и их рабочий режим.* Госенэргоиздат, Москва—Ленинград.
3. И. С. БРУК и И. М. МАРКОВИЧ, *О статической устойчивости сложных электрических систем.* Электричество, 9 (1938).
4. P. DIMO *Reprezentarea mașinii, sincrone prin curenții săi de scurtcircuit.* Energetica, *10*, 471 (1956).
5. P. DIMO, *L'analyseur graphique.* CIGRÉ, rap. 202 (1958).
6. F. MANEA, *Studiul comparativ al unei noi căi de apreciere a stabilității.* Studii și cercetări de energetică, **V**, *1—2*, 121 (1955).
7. E. ARIE și S. IONESCU, *Aproximații introduse prin folosirea schemelor echivalente în calculul regimurilor staționare și al stabilității statice a schemelor electrice.* Studii și cercetări de energetică, **VII**, *4*, 709 (1957).
8. S. B. CRARY, *Power System stability* **I** și **II**, John Wilei Sons Inc., New York, 1950.
9. И. М. МАРКОВИЧ, С. А. КОВАЛЕВ, *О практических критериях устойчивости.* Электричество, *3* (1945).
10. П. С. ЖДАНОВ, *Устойчивость электрических критерий устойчивости.* Электричество, *3* (1945).
11. F. MANEA *Condiții limită de stabilitate statică a sistemelor electroenergetice.* Studii și cercetări de energetică, **VI**, *3* (1956).
12. E. W. KIMBARK, *Power System Stability.* John Wiley Sons Inc., New York, 1948.
13. P. DIMO, *O cale pentru aprecierea stabilității sistemelor energetice.* Studii și cercetări de energetică, **V**, *1*, 121 (1955).
14. C. MATRAC, *Considerații asupra stabilității deduse prin întrebuințarea „analizorului de rețele" propus de P. Dimo.* Energetica, *12*, 572 (1956).
15. L. GROZA, G. MORAITE, A. ITOAFĂ, *Determinarea prin încercări pe viu a comportării unei rețele electrice la fenomene dinamice și compararea rezultatelor cu valorile calculate prin procedeul analizei grafice Dimo.* Energetica (mai 1958).

ÎN LEGĂTURĂ CU MODELAREA ELECTRODINAMICĂ A REGULATOARELOR DE VITEZĂ ALE TURBINELOR HIDRAULICE*)

DE

N. SPRÎNCEANĂ

I

1. CONSIDERAŢII GENERALE

Modelarea electrodinamică a unui sistem reclamă realizarea unor instalaţii de maşini şi aparate electrice, grupate sub forma unor complexe, echivalente din punct de vedere dinamic unor elemente reale din sistemul original.

Mărimile cu care se operează sînt mărimi fizice (tensiune, curent, unghi de rotaţie etc.) legate între ele prin funcţii matematice dinainte stabilite.

În cazul modelării dinamice a sistemului electroenergetic, deosebim următoarele complexe de modelare mai importante : modelarea maşinii primare, modelarea generatorului şi a sistemului de excitaţie, modelarea regulatoarelor de viteză şi tensiune, modelarea liniilor de transport şi a consumatorilor.

2. OBIECTUL CERCETĂRII

Atît pentru sistemul original cît şi pentru sistemul model, regulatorul de viteză prezintă un interes deosebit, deoarece prin intermediul lui se asigură funcţionarea stabilă atît în regim staţionar, cît şi în regim tranzitoriu a întregului sistem.

În structura modelului dinamic poate interveni :

— Fie regulatorul de viteză original adaptat introducerii sale în sistemul model [1]; aceasta presupune modelarea unor unităţi de putere

*) Lucrarea prezentată Institutului de energetică la data de 14 noiembrie 1958.

mare, a căror influență în sistem este foarte mare și necesită un studiu special. Soluția aceasta are avantajul că, pe lîngă studiul comportării agregatului, permite și studierea comportării a însăși regulatorului sau a elementelor componente

— Fie un model al regulatoarelor de viteză originale [2], [3]. Această soluție permite reproducerea funcțiilor a mai multor tipuri de regulatoare pe același model, dar nu va permite studiul regulatorului sau a elementelor lui ca atare.

În lucrarea de față, se tratează cea de a doua soluție, ea fiind o soluție mai generală și care corespunde situației din țara noastră, unde avem unități de putere mijlocie, utilate cu turbine și regulatoare de diferite tipuri.

Introducerea modelului de regulator în sistemul dinamic prezintă avantaje ca :

a) Posibilitatea modelării originalului (originalelor) cu un singur regulator format din elemente electrice relativ simple.

b) Posibilitatea variației caracteristicilor statice și dinamice ale regulatorului model — în limite relativ largi, prin procedee relativ simple — și ca atare posibilitatea studiului performanțelor regulatoarelor de viteză.

c) Urmărirea influenței agregatului în sistemul electro-energetic considerat în ansamblul său, prin variația caracteristicilor statice și dinamice ale regulatorului model.

3. METODA DE MODELARE A REGULATOARELOR DE VITEZĂ

Se modelează regulatorul original astfel ca funcțiile acestuia să poată fi reproduse ; la un impuls dat — variația de viteză a agregatului — modelul să poată reproduce caracteristicile statice și dinamice ale originalului ; interesează deci în primul rînd modelarea funcției regulatorului original și nu modelarea diferitelor elemente din structura sa, aceasta fiind o problemă secundară care poate sau nu să fie rezolvată.

Din acest punct de vedere, modelarea regulatorului de viteză poate fi redusă la identificarea funcțiilor de transfer ale regulatorului original și model,

$$\left(\frac{\mu}{\varphi}\right)_{orig} \equiv \left(\frac{\mu}{\varphi}\right)_{mod}^{*)},$$

pentru reproducerea caracteristicilor dinamice și identificarea caracteristicilor elementelor din original și model care determină caracteristicile statice ale originalului și modelului.

De aici rezultă că metoda de modelare a regulatorului de viteză trebuie să cuprindă :

1° Stabilirea funcțiilor de transfer ale regulatoarelor curent întîlnite în exploatare.

*) Mărimile μ și φ vezi p. 324.

2° Stabilirea unei funcții de transfer „generale" în care să fie incluse, cu anumite aproximații și prin anumite particularități, funcțiile de transfer ale regulatoarelor luate în considerație.

3° Constituirea structurală a modelului pentru ca funcția sa de transfer să reproducă funcția de transfer „generală" stabilită.

4° Alegerea naturii elementelor regulatorului model astfel ca să fie posibilă variația caracteristicilor dinamice, identificarea și variația caracteristicilor statice ale modelului.

II

1. SISTEMELE DE REGULATOARE CONSIDERATE

Regulatoarele cele mai des întîlnite în practică, pentru reglarea vitezei turbinelor hidraulice [4], [5], sînt schematic reprezentate în figurile 1, 2 și 3 respectiv pentru turbine de tip Francis, Pelton și Kaplan.

Reprezentările structurale ale acestor regulatoare sînt prezentate în figura 4 pentru regulatorul cu un singur organ de execuție și în figura 5 pentru regulatoarele cu două organe de execuție.

În cazul regulatorului cu un singur organ de execuție, deosebim elementul traductor *1*, caracterizat prin statismul aparatului centrifugal al regulatorului de viteză (*1* din figura 1, *8* din figura 2 și *5* din figura 3), un element de comparație *2*, unde din mărimea de la traductor se operează valoarea legăturii inverse *4*, și un element integrator *3* caracterizat printr-o constantă de inerție

$$T_s = \frac{m_{max}}{\left(\frac{dm}{dt}\right)_{\substack{t=0 \\ S=S_{max}=\text{const}}}},$$

adică egală cu timpul necesar pentru deplasarea pistonului pe întreaga cursă cu viteza maximă, avînd fereastra de admisie a distribuitorului deschisă la maxim.

Pentru regulatoarele cu două organe de execuție (figurile 2 și 3), în reprezentarea structurală mai intervine un grup de elemente legate în linie cu primul grup și cu funcțiuni asemănătoare. Astfel, elementul *5*, care poate fi considerat elementul traductor pentru cel de-al doilea grup de elemente, face legătura dintre mărimea de ieșire de la primul organ de execuție și mărimea de intrare pentru cel de-al doilea organ de execuție.

Elementul integrator *7* este caracterizat prin constanta de inerție a servomotorului de închidere a vanei de apă (fig. 2) sau a paletelor rotorului (fig. 3), iar legătura inversă este reprezentată prin elementul *8*.

Funcțiile de transfer corespunzătoare acestor scheme sînt stabilite în următoarele ipoteze simplificatoare [2], [4], [6]:

a) funcțiile de transfer sînt corespunzătoare ecuațiilor diferențiale liniarizate;

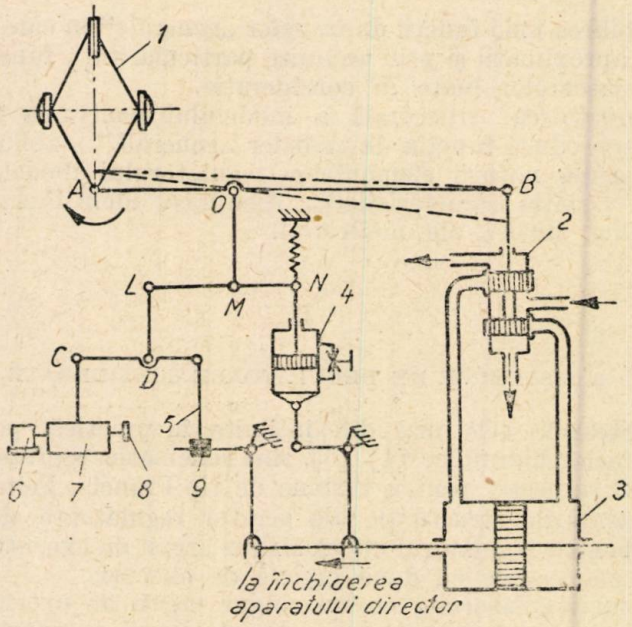


Fig. 1. — Schema principială a regulatorului de viteză pentru turbinele de tip Francis.

1, aparatul centrifugal *2*, sertarul de comandă ; *3*, servomotorul principal; *4*, mecanismul izodrom ; *5,9*, mecanisme care asigură un statism impus sistemului ; *6*, *7*, *8*, mecanism pentru varierea vitezei de rotație a turbinei.

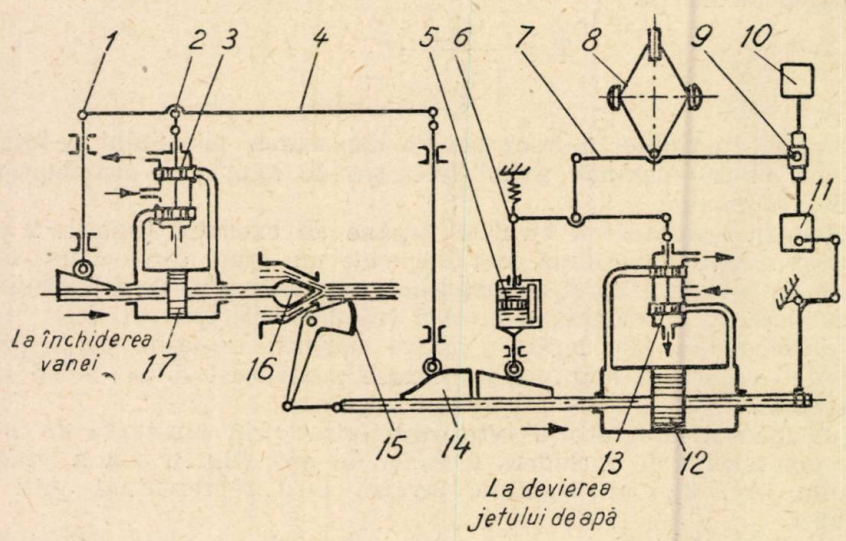


Fig. 2. — Schema principială a regulatorului de viteză pentru turbinele de tip Pelton.

1, *2*, *4*, sistem de pîrghii pentru realizarea semnalelor legăturii inverse rigide și a legăturii combinatorie de la servomotorul principal *12* ; *3*, *13*, sertare de comandă a servomotoarelor de închidere a vanei *17* și a deflectorului *12* ; *5*, *6*, *7*, elemente ale mecanismului izodrom ; *8*, aparatul centrifugal ; *9*, *10*, *11*, elemente ale mecanismului de variere de rotație a turbinei ; *12*, servomotorul principal ; *14*, tachet combinator ; *15* deflector ; *16*, ac injector ; *17*, servomotorul de acționare a vanei.

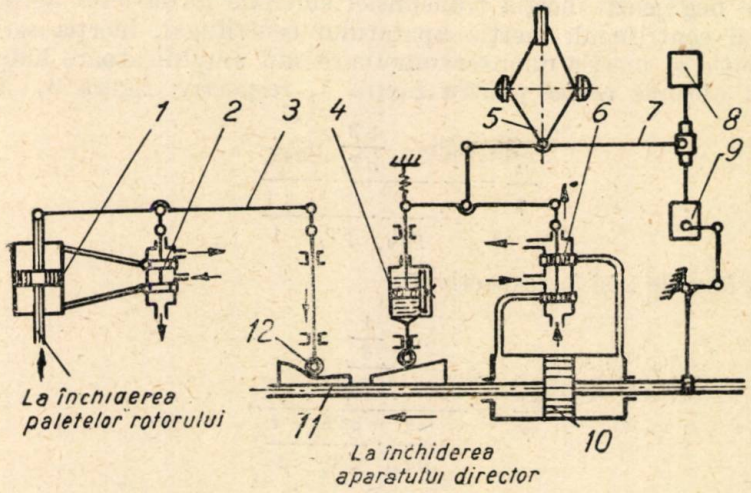


Fig. 3. — Schema principială a regulatorului de viteză pentru turbinele de tip Kaplan.
1, servomotorul de acționare a paletelor rotorului; *2*, sertarul de comandă; *3*, pîrghie de legătură; *4*, mecanismul izodrom; *5*, aparatul centrifugal; *6*, sertarul de comandă a servomotorului de acționare a aparatului director *10*; *7*, *8*, *9*, elementele mecanismului de variere a vitezei de rotație și a legăturii inverse rigide; *11*, *12*, mecanismul de transmitere a comenzii servomotorului *1*.

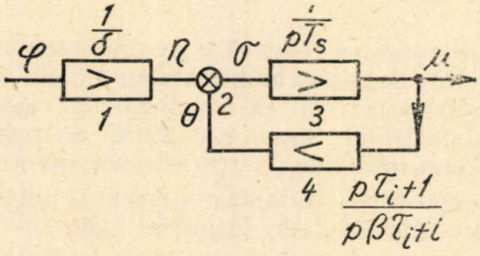


Fig. 4.— Reprezentarea structurală a regulatoarelor de viteză pentru turbinele de tip Francis.

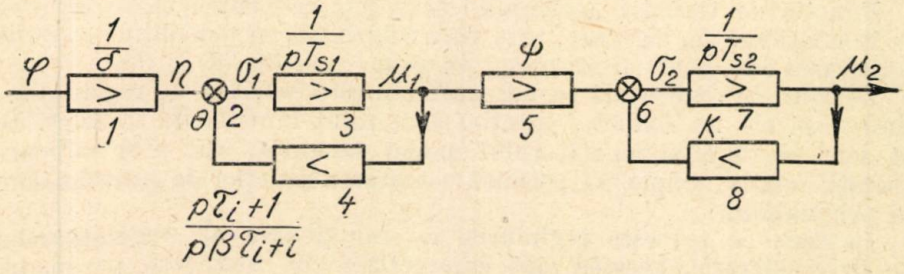


Fig. 5. — Reprezentarea structurală a regulatoarelor de viteză cu două organe de execuție.

b) se neglijează inerţia transmisiei sincrone de la axul agregatului la aparatul centrifugal, inerţia aparatului centrifugal, inerţia sertarelor de distribuţie şi inerţia unor servomotoare sau amplificatoare hidraulice.

S-au obţinut astfel pentru figura 1, respectiv figura 4, funcţia

$$\frac{\mu}{\varphi} = \frac{\dfrac{1/\delta}{pT_s}}{1+\dfrac{1}{pT_s}\cdot\dfrac{\beta pT_i + i}{pT_i + 1}} \tag{1}$$

iar pentru figurile 2 şi 3, respectiv 5,

$$\frac{\mu_1}{\varphi} = \frac{\dfrac{\dfrac{1}{\delta}}{pT_{s_1}}}{1+\dfrac{1}{pT_{s1}}\cdot\dfrac{\beta pT_i + i}{pT_i + 1}}, \tag{2}$$

$$\frac{\mu_2}{\varphi} = \frac{\dfrac{\dfrac{1}{\delta}}{pT_{s1}}}{1+\dfrac{1}{pT_{s1}}\cdot\dfrac{\beta pT_i + i}{pT_i + 1}}\cdot\frac{\psi}{1+pT_{s2}}, \tag{3}$$

unde

μ_1, μ_2 = deplasarea relativă a servomotorului aparatului director, respectiv al mecanismului de rotire al paletelor,
φ = variaţia relativă a vitezei de rotaţie a agregatului,
δ_i = statismul impus sistemului de reglare,
T_{s1}, T_{s2} = constante de inerţie ale servomotoarelor (m_1 şi m_2),
τ_i = constanta de inerţie a mecanismului izodrom,
ψ = coeficientul de formă al tachetului combinator.

2. STABILIREA FUNCŢIEI DE TRANSFER „GENERALĂ"

Funcţia de transfer „generală" acoperitoare pentru toate cazurile luate în consideraţie, din care, prin particularizare, se pot obţine cazurile amintite mai sus, poate fi reprezentată prin expresiile (2) şi (3).

Desigur, în exploatare se pot întîlni şi alte scheme de reglare, dar în linii mari ele nu schimbă esenţial caracterul funcţiei de transfer. În acest sens se impune regulatorului model condiţia, ca, prin mijloace şi operaţii relativ simple, să permită corectarea funcţiei de transfer conform originalului.

În ceea ce priveşte regimurile de funcţionare ale regulatoarelor luate în cosideraţie, acestea sînt caracterizate de următorii parametrii funcţionali [6], [7]:

domeniul de funcţionare $f = 40-53$ Hz

precizia de reglare	$\varepsilon \geqslant 0{,}3\%$
statismul impus	$\delta_i = 0 - 10\%$
pentru regimurile staționare și abaterea tranzitorie maximă	$\delta_{tmax} = 10-40\%$
durata procesului tranzitoriu	$t_f = 3-10_s$
numărul de oscilații în jurul valorii staționare finale pentru regimurile tranzitorii	$\varkappa = 0-4.$

Asupra parametrilor ce caracterizează regimurile tranzitorii influențează în mod deosebit valorile constantelor de inerție T_s și T_i, care variază, de la caz la caz, între limitele

$$T_s = 1{,}5-30 \text{ s},$$
$$T_i = 0 \quad -20 \text{ s}.$$

De aici rezultă că erorile introduse la stabilirea funcției de transfer prin neglijarea constantelor de inerție, ale căror valori sînt de zeci de ori mai mici decît cele de mai sus, sînt admisibile [4].

În ceea ce privește liniarizarea caracteristicilor, aceasta dă în unele cazuri o oarecare rezervă de stabilitate (de exemplu la liniarizarea ecuației servomotoarelor prin neglijarea maselor fluidului și pistonului, se obțin constante de inerție mai „mici", ceea ce asigură o rezervă de stabilitate a întregului sistem) [4].

Din analiza funcției de transfer generale a originalelor reiese :

a) funcția de transfer este de gradul 3 pentru cazul general (expresia (3)) și de gradul 2 pentru cazurile cele mai frecvente (turbinele Francis și Pelton, după cum și Kaplan dacă $T_{s2} \gg T_{s1}$ (expresia (2)) ;

b) schema structurală (fig. 5) este constituită din două elemente amplificatoare (1 și 5) și două elemente integratoare (3 și 7), fiecare cuprins de o legătură inversă rigidă și elastică *4* sau numai legătură inversă rigidă *8* ;

c) statismul și precizia de reglare depinde de elementul traductor *1* și legătura inversă rigidă *4*, iar calitatea reglării în regim dinamic depinde de factorul total de amplificare și de constantele de inerție ale elementelor integratoare (T_{s1} și T_{s2}) și a legăturii inverse elastice (T_i).

Prin punctele *a* și *b* se stabilește teoretic o singură soluție de modelare ; practic însă îi corespund o infinitate de soluții. Pentru aceasta este nevoie să se precizeze practic elementele ce stau la baza unei soluții optime.

3. CRITERIILE DE CONSTITUIRE A SCHEMEI MODELULUI DE REGULATOR

Constituirea schemei modelului de regulator va trebui să se bazeze pe :

a) analiza fiecărui element al originalului (originalelor) din punct de vedere structural și al parametrilor funcționali ;

b) compararea elementelor originalului și modelului din punct de vedere funcțional,

$$W(p)_{orig} \equiv W(p)_{mod};$$

c) analiza sumară tehnico-economică a posibilităților de realizare și exploatare a elementelor alese.

De asemenea, elementele alese trebuie :

— să prezinte ușurință în modificarea schemei,

— să permită varierea caracteristicilor funcționale prin mijloace simple,

— să reproducă caracteristicile elementelor neliniare mai importante din regulatoarele originale și

— să asigure concordanța între mărimile de ieșire de la regulatorul model și organul de execuție al modelului mașinii primare *).

Ținînd seama de cele de mai sus, se prezintă patru variante de model de regulator, dintre care prima variantă este construită și exploatată în Institutul de electromecanică al Academiei de Științe din U.R.S.S. [2]. Celelalte variante originale sînt analizate în prezenta lucrare în vederea echipării modelului electrodinamic realizat la Institutul de energetică al Academiei R.P.R. [8] cu un astfel de model de regulator.

III

Varianta I [2]. În figura 6 este reprezentată schema unui model de regulator în care elementul traductor este un tahogenerator a cărui tensiune $U_{gT} \equiv \omega$ se compară cu o tensiune etalon U_e care se amplifică printr-un amplificator electronic A_1 și comandă amplidina A_2. Amplidina alimentează circuitul rotoric al servomotorului M_1 (elementul integrator), iar acesta acționează cursorul potențiometrului R_0. Potențiometrul R_0 este alimentat de la o sursă independentă și modelează deschiderea aparatului director.

De pe divizorul R_d se iau legăturile inverse rigidă (β_r) și elastică de tip RC (β_e), care se însumează cu eroarea la intrarea amplificatorului A_1.

Modelarea aparatului de rotire a paletelor rotorului se face prin servomotorul M_2 și reostatul R_3. Reostatul R_4 realizează legătura inversă rigidă după unghiul de rotație al servomotorului M_2.

În schemă sînt prevăzute reproducerea caracteristicilor unor elemente neliniare mai importante, și anume

— limitarea deschiderii aparatului director prin R_{00} și amplificatorul magnetic A_4;

— limitarea deschiderii ferestrelor de admisie ale servomotoarelor aparatului director și de rotire a paletelor rotorului prin limitarea tensiunii la bornele servomotoarelor M_1 și M_2.

*) Modelarea mașinii primare a făcut obiectul unui studiu separat ce urmează a fi publicat. Din acest studiu reiese că sarcina pentru regulator va fi înfășurarea de excitație a unei mașini survoltoare devoltoare ce va funcționa în serie cu mașina primară.

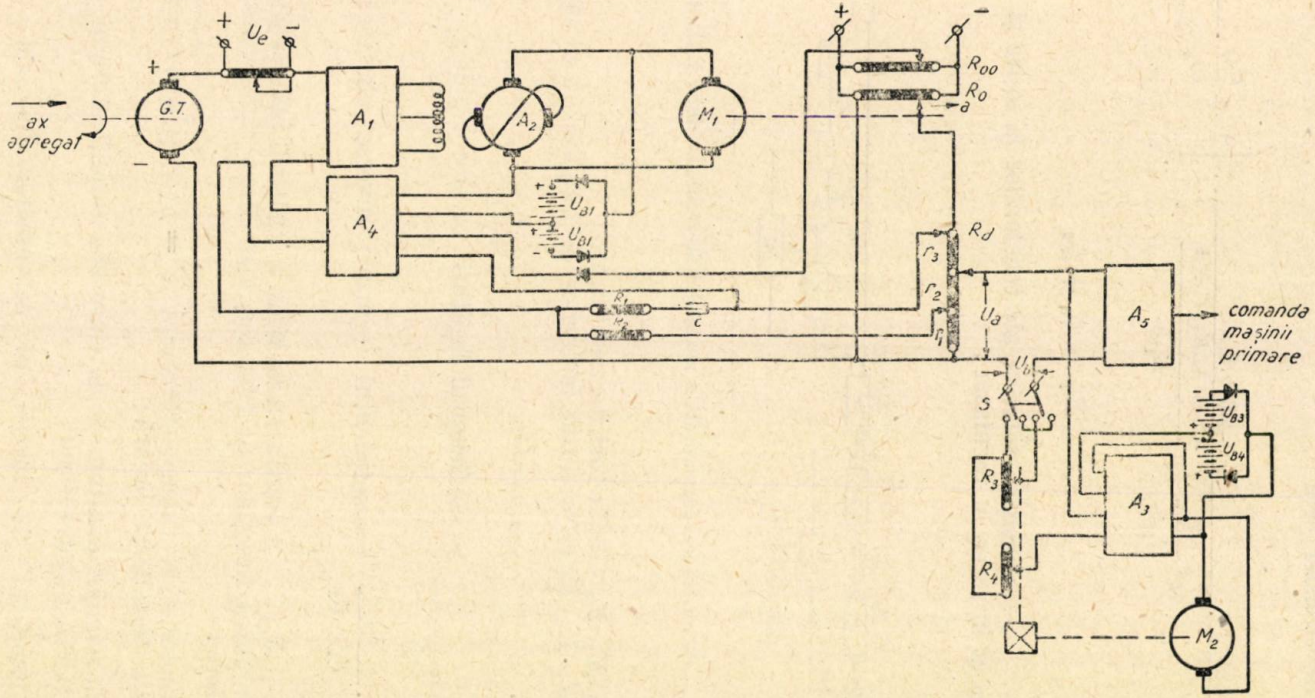


Fig. 6. — Schema modelului de regulator varianta I.

Schema structurală a acestui regulator este reprezentată în figura 7 iar funcția de transfer este

$$\frac{\Sigma\psi}{\Omega} = \frac{\omega_0}{U_{a_0}} \cdot \frac{K_{gT}\, K_d}{\beta_r} \cdot \frac{pT+1}{p^2 \dfrac{T}{K_{II}\beta_r} + p \dfrac{(\beta_r+\beta_e)K_{II}T+1}{K_{II}\beta_r} + 1} \cdot \left(1 + \frac{U_{a_0}}{U_{b_0}} \cdot \frac{\dfrac{K_8}{\gamma}}{p \dfrac{1}{K_6 K_7 + 1}}\right), \tag{4}$$

unde $\Sigma\psi = \psi_a + \psi_b$

ψ_a, ψ_b, Ω = variațiile relative ale tensiunilor la ieșire și a vitezei de rotație ω la intrarea în regulator;

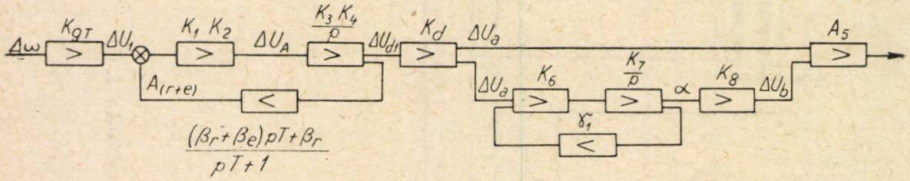


Fig. 7. — Reprezentarea structurală a modelului de regulator după varianta I.

K_{gT}, K_d, K_6, K_7, K_8 = factori de amplificare;
$K_{II} = K_1 \cdot K_2 \cdot K_3 \cdot K_4$ = produsul factorilor de amplificare ai elementelor 1—4

$\beta_r = \dfrac{r_1}{R_d}$ = coeficientul legăturii inverse rigide;

$\beta_e = \dfrac{r_2 + r_3}{R_d} \cdot \dfrac{R_2}{R_1 + R_2}$ = coeficientul legăturii inverse elastice;

$T = C(R_1 + R_2)$ = constanta de timp a legăturii inverse elastice.

La stabilirea funcțiilor de transfer, s-au făcut următoarele ipoteze simplificatoare:

1. caracteristica tahogeneratorului $U = f(\omega)$ și a servomotoarelor $n = f(M)$ s-a considerat liniară;

2. s-au neglijat constantele de timp ale amplificatorului electronic amplidinii și tahogeneratorului;

3. momentul de inerție al servomotoarelor s-a considerat neglijabil.

Din expresiile (2), (3) și (4) reies următoarele condiții de similitudine structurală :

$$\left.\begin{aligned} &\frac{1}{\delta_i} = \frac{\omega_0}{U_{a_0}} \frac{K_{gT} K_d}{\beta_r}, \\ &T_i = T, \\ &\frac{T_{s1}}{i} = \frac{1}{K_{II}\beta_r}, \\ &T_{s2} = \frac{1}{K_6 K_7 \gamma} \text{ *)}, \\ &\frac{\beta}{i} = \frac{\beta_r + \beta_e}{\beta_r}, \\ &\psi = \frac{U_{a_0}}{U_{b_0}} \cdot \frac{K_8}{\gamma} \text{ *)}. \end{aligned}\right\} \quad (5)$$

Prin particularizarea expresiei (4) se pot obține ușor funcțiile de transfer identice cazurilor particulare. Precizia de reglare a schemei depinde de caracteristicile tahogeneratorului și ale amplidinei iar calitatea proceselor tranzitorii depinde de factorul total de amplificare și coeficienții legăturilor inverse rigide și elastice.

Pentru modelarea diferitelor constante de inerție ale servomotoarelor originale, se acționează asupra rezistențelor R_0 și R_3, iar pentru modelarea variațiilor ferestrei maxime de admisie S_{max} se variază tensiunile U_{B1} și U_{B2}.

Ipotezele simplificatoare admise la stabilirea funcției de transfer impun folosirea tahogeneratoarelor, servomotoarelor și amplidinelor corespunzătoare scopului.

În concluzie, schema are un grad mare de elasticitate, permite relativ simplu transformări în schema structurală, însă numărul mare de elemente, după cum și condițiile ce trebuie îndeplinite de către tahogenerator și servomotoare fac din această schemă, din punct de vedere tehnico-economic, o schemă dificil de realizat.

Varianta II. În figura 8 este reprezentată schema unui model de regulator în care elementul traductor este sensibil la frecvența sistemului. O variație $\frac{\Delta f}{f_0}$ a frecvenței provoacă o schimbare în repartiția tensiunilor pe faza mașinii și elementul reactiv L, respectiv C, astfel că, se creează o diferență de cupluri $\Delta M = M_L - M_C$ ce provoacă rotirea, într-un sens sau altul, a axului comun cu un unghi α [9]. În felul acesta, elementele sensibile sînt capacitățile C introduse în circuitul statorului unei mașini și inductanțele variabile L introduse în circuitul statorului celeilalte mașini. Elementul integrator îl constituie însești mașinile. Deschiderea aparatului director este modelată în același mod ca și în schema precedentă (prin R_0). Legăturile inverse rigidă și elastică sînt realizate mecanic și acționează asupra întrefierului inductanțelor L.

*) Deoarece aceste condiții sînt valabile pentru toate schemele unde se va prevedea dublă reglare, în celelalte variante nu le vom mai repeta.

Limitarea deschiderii aparatului director se modelează prin intermediul unui releu și a unui electromagnet. Modelarea aparatului de rotire a paletelor rotorului se face asemănător ca în schema precedentă (în schemă nu se mai arată).

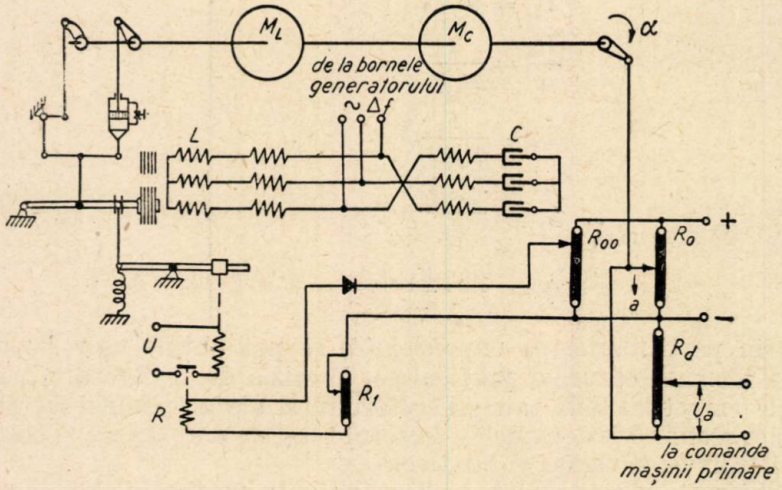


Fig. 8. — Schema modelului de regulator, varianta II.

Schema structurală a acestui regulator este reprezentată în figura 9, iar funcția de transfer este

$$\frac{\psi}{\Phi} = \frac{f_0}{U_{a_0}} \cdot C_1 C_2 \frac{pT_i + 1}{p^2 \frac{T_i}{C_1 i_m} + p \frac{C_1 \beta_m T_i + 1}{C_1 i_m} + 1}, \qquad (6)$$

unde ψ și Φ = variațiile relative ale tensiunii la ieșire (U_a) și ale frecvenței la intrarea în regulator (f).

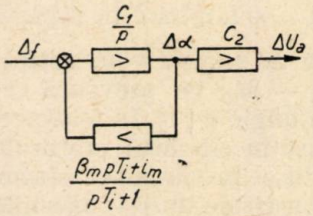


Fig. 9. — Reprezentarea structurală a modelului de regulator după varianta II.

La stabilirea funcțiilor de transfer s-au făcut următoarele ipoteze simplificatoare :

1. s-au liniarizat caracteristicile mașinilor asincrone și ale elementelor L și C,
2. s-au neglijat constantele de inerție ale mașinilor,

3. s-a considerat că mașinile au moment de inerție foarte mic,
4. s-a considerat că mașinile au caracteristici identice.

Din expresiile (2) și (6) rezultă condițiile de similitudine structurală

$$\left.\begin{aligned} \frac{1}{\delta_i} &= \frac{f_0}{U_{a_0}} C_1 C_2, \\ T_i &= T_i, \\ T_{s1} &= \frac{1}{C_1 i_m}, \\ \frac{\beta}{i} &= \frac{\beta_m}{i_m}. \end{aligned}\right\} \qquad (7)$$

Prin particularizare se poate obține ușor schema a cărei funcție de transfer să fie identică cu expresia (1).

Cazul mai general (valabil și pentru reglarea turbinei Kaplan implică folosirea unui servomotor la fel ca în schema precedentă.

Precizia de reglare depinde de caracteristicile mașinilor asincrone folosite și a bobinelor cu miez. Cu mașini identice se poate obține o precizie de ordinul miimilor [10].

Ipotezele simplificatoare admise impun folosirea a două mașini cu caracteristici identice, cu moment de inerție redus (rotorul-pahar) și caracteristici liniare.

În concluzie, schema prezentată are un grad mai redus de elasticitate decît schema precedentă, iar domeniul de funcționare este mai mic datorită neliniarității introduse de către L în cazul unor variații mari ale frecvenței.

Schimbările în schemă sînt mai anevoioase, dar se reduce simțitor numărul de elemente (amplificatoare, servomotoare, tahogenerator etc.) și prin prezența unor mașini asincrone adecvate se poate realiza o reglare de calitate.

Varianta III. În figura 10 este reprezentată schema modelului de regulator după care alimentarea servomotorului SM se face prin tiratroane (T_1 și T_2) [11].

Deosebim tahogeneratorul (elementul traductor) montat pe axul agregatului și a cărui tensiune proporțională cu viteza de rotație se compară cu o tensiune etalon U_e. Eroarea măsurată apare pe rezistența r_c, unde se însumează cu semnalele legăturilor inverse, elastice și rigide.

Releele electronice R_{e1} și R_{e2} formează schema de selecție a polarității variației de viteză ; în funcție de semnul variației de viteză va funcționa un releu sau altul, iar prin contactele acestora K_{e1} și K_{e2} se va comanda sensul de rotație al servomotorului alimentat fie prin tiratronul T_1, fie prin T_2.

Servomotorul în mișcarea sa antrenează cursorul reostatului r_0, care modelează deschiderea aparatului director.

În schemă se realizează modelarea principalelor elemente neliniare ale originalelor. Astfel, releele R_1 și R_2 modelează limitatoarele de cursă ale aparatului director, după cum și limitarea vitezei de ambalare.

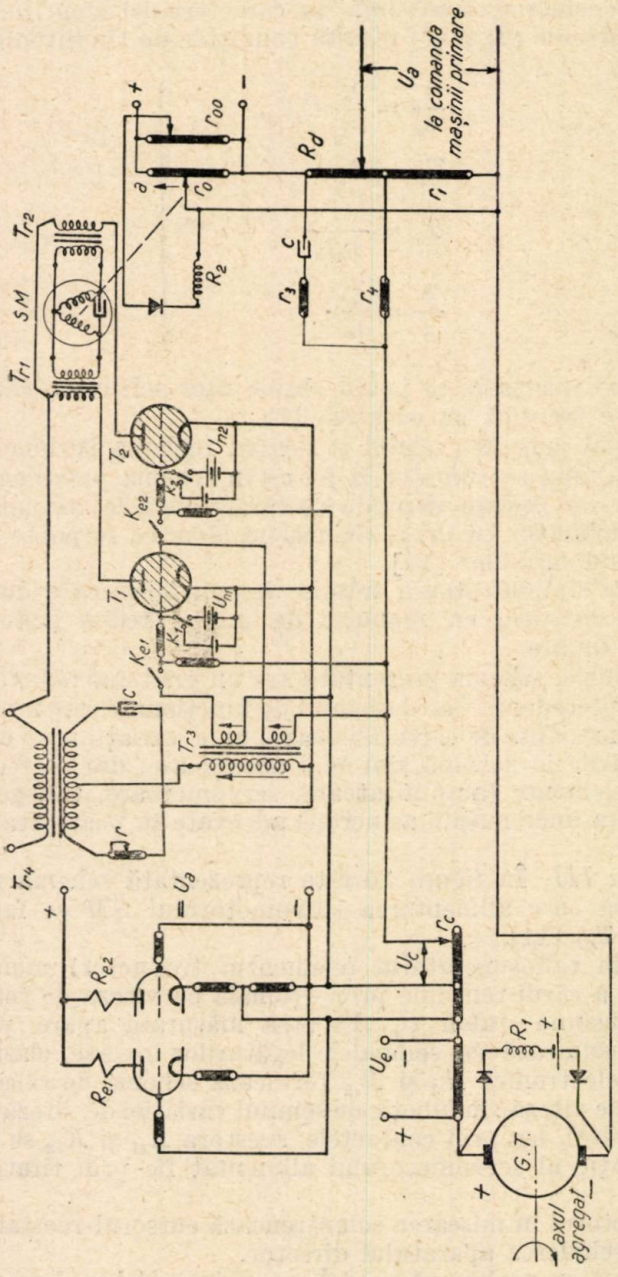


Fig. 10. — Schema modelului de regulator cu tiratroane, varianta III.

Transformatoarele T_{r1} și T_{r2} sînt necesare pentru adaptarea sarcinii la schema de alimentare cu tiratroane.

Transformatoarele T_{r3} și T_{r4} sînt necesare pentru asigurarea tensiunii de aprindere la momentul oportun.

Tensiunea la servomotor este funcție de unghiul de aprindere al tiratroanelor și acesta este funcție de eroarea măsurată (căderea de tensiune la r_e), deci are loc o reglare continuă.

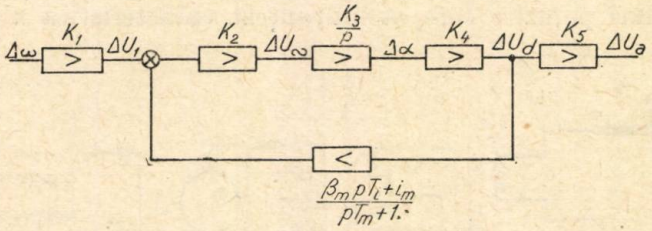


Fig. 11. — Reprezentarea structurală a modelului de regulator după varianta III.

Schema structurală a acestui regulator este reprezentată în figura 11 iar funcția de transfer va fi

$$\frac{\psi}{\Omega} = \frac{\omega_0}{U_{a_0}} K_{2-5} \frac{p T_m + 1}{p^2 \frac{T_m}{i_m K_{2-4}} + p \frac{\beta_m T_m K_{2-4} + 1}{i_m K_{2-4}} + 1}. \tag{8}$$

La stabilirea funcției de transfer s-au făcut următoarele ipoteze simplificatoare :

1. în legătură cu tahogeneratorul și servomotorul aceleași ipoteze ca și în cazurile precedente ;

2. s-au considerat releele electronice fără întîrziere și fără zonă de insensibilitate ;

3. s-au neglijat constantele de timp ale transformatoarelor T_{r1} și T_{r2} ;

4. s-a liniarizat caracteristica tiratroanelor.

Din expresiile (2) și (8), rezultă condițiile de similitudine structurală

$$\left.\begin{aligned} &\frac{1}{\delta_i} = \frac{\omega_0}{U_{a_0}} K_{2-5}, \\ &T_i = T_m, \\ &\frac{T_{s1}}{i} = \frac{1}{i_m K_{2-4}}, \\ &\frac{\beta}{i} = \frac{\beta_m}{i_m}. \end{aligned}\right\} \tag{9}$$

Prin particularizare, se pot modela schemele regulatoarelor originale luate în considerație.

Precizia de reglare, în mod practic, este determinată de tahogenerator.

Considerînd liniară caracteristica tiratroanelor, rezultă necesitatea de a alege în mod adecvat regimul de funcționare pentru tiratroane astfel ca eroarea introdusă să fie cît mai mică.

Deoarece servomotorul funcționează la o tensiune deformată, pot apărea cupluri parazite care să influențeze caracteristica $n = f(M)$ con-

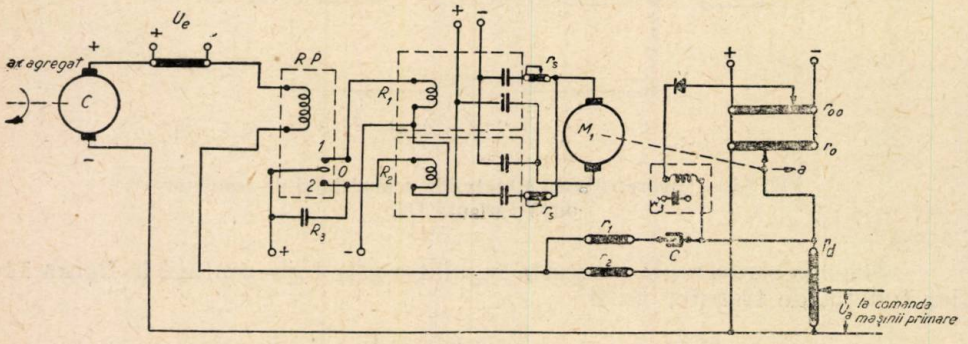


Fig. 12. — Schema modelului de regulator cu relee, varianta IV.

siderată liniară. Experimentarea acestei scheme va permite evaluarea erorilor introduse.

Schema este relativ simplă, permite varierea în limite largi a caracteristicilor și a parametrilor mai importanți și se poate realiza cu mijloace proprii.

O astfel de schemă poate fi folosită și la modelarea unor regulatoare rapide.

Varianta IV. Spre deosebire de primele trei variante (fig. 6, 8 și 10), care realizau o reglare continuă, această schemă (fig. 12) este caracterizată prin prezența unor elemente cu caracteristică-releu și ca atare prin realizarea unei reglări discontinue.

Tensiunea de la tahogenerator se compară cu tensiunea etalon U_e iar eroarea se aplică la înfășurarea unui releu polarizat cu 3 poziții (RP).

Contactele acestuia se află în circuitul de comandă a două relee intermediare R_1 și R_2, prin care se realizează schema reversibilă de funcționare a servomotorului M_1.

Viteza de rotație a servomotorului este independentă de eroarea măsurată, dacă $U_{0T} - U_e > U_{fr}$, unde U_{fr} este tensiunea de funcționare a releului.

Modelarea aparatului director se face prin rezistența r_0.

Limitarea deschiderii aparatului director se face printr-un releu R_3 iar limitarea deschiderii ferestrei de admisie S_{max} se realizează prin limitarea vitezei servomotorului într-un sens și în altul prin rezistențele r_s și r_j.

Modelarea aparatului de rotire a paletelor rotorului se poate realiza întocmai ca în varianta I (în schemă nu a mai fost arătat).

Schema structurală a acestui regulator este reprezentată în figura 13 ; după cum se observă, este compusă din două sisteme diferite, un sistem liniar, care cuprinde tahogeneratorul, servomotorul, divizorii de tensiune r_0 și r_d, legăturile inverse respective și un sistem cu caracteristică-releu, care cuprinde cele două relee-releu polarizat și releele intermediare.

Releul polarizat și releele intermediare se consideră ca un singur releu, iar constantele de întîrziere ale releului intermediar pot fi trecute în sistemul liniar.

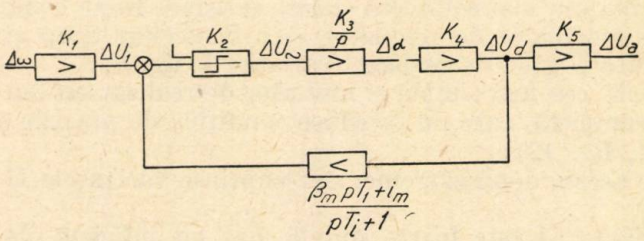


Fig. 13. — Reprezentarea structurală a modelului de regulator după varianta IV.

Atît comportarea schemei în regim static și dinamic, cît și stabilirea condițiilor de similitudine, se pot stabili numai pentru cazuri concrete (grafo-analitic sau experimental).

Ceea ce se poate afirma este că viteza servomotorului este constantă pentru un regim stabilit, este determinată numai de valoarea tensiunii de alimentare iar durata procesului tranzitoriu este influențată de coeficientul de transmisie al reductorului mecanic dintre servomotor și divizorul r_0 și de valoarea ohmică a rezistenței r_0 pe unitatea de lungime.

Calitatea procesului tranzitoriu este influențată de asemenea de tensiunea de comandă a releelor și de factorul de amplificare total.

În concluzie, reglarea după o astfel de schemă este discontinuă și se caracterizează prin prezența elementelor cu caracteristică releu.

Precizia de reglare este afectată de zona de insensibilitate din jurul lui zero la releul polarizat. Această zonă coincide cu $\omega = \omega_n$.

Din punct de vedere tehnico-economic, schema este foarte ușor de realizat și ca regulator excelează prin simplicitatea sa.

Pe baza unor încercări exprimentale se vor putea trage și concluzii asupra posibilităților de modelare a diferitelor regulatoare în diferite regimuri folosind această schemă.

CONCLUZII

1. Metoda de modelare a regulatoarelor de viteză adecvată problemei ridicate în studiu se reduce la :

a. identificarea funcțiilor de transfer ale regulatorului original și model,

$$W(p)_{orig} \equiv W(p)_{mod} \ ;$$

b. identificarea caracteristicilor elementelor din original şi model care determină caracteristicile statice ale originalului şi modelului.

2. Funcţia de transfer „generală" corespunzătoare originalelor consid erate este de forma

$$W(p)_{\text{orig}} = K_1 \frac{pT_2 + 1}{\frac{p^2 T_1 T_2}{a} + p\frac{T_1 + bT_2}{a} + 1} \cdot \left(1 + \frac{K_2}{pT_3 + 1}\right).$$

3. Din compararea schemelor modelelor de regulator analizate (fig. 6, 8, 10 şi 12) rezultă următoarele :

a. schema cea mai completă şi care satisface toate condiţiile funcţionale impuse modelului de regulator este în acelaşi timp şi schema cea mai complicată şi greu de realizat (varianta I, fig. 6) ;

b. schema cea mai simplă şi mai uşor de realizat este în acelaşi timp o schemă incompletă, care nu satisface condiţiile de precizie şi elasticitate (varianta IV, fig. 12) ;

c. între aceste două extreme, sînt cuprinse variantele II şi III (fig. 8 şi fig. 10).

1) Varianta II este foarte simplă, dar nu suficient de elastică. La precizii de reglare mare, realizarea prezintă dificultăţi prin execuţia sau procurarea a două maşini asincroane cu caracteristici identice sau a unei singure maşini cu două rotoare.

2) Varianta III este relativ simplu de realizat, compactă ; reglarea se face cu precizia prescrisă, suportă relativ uşor transformări structurale. Este o schemă care poate realiza viteze de răspuns mari şi poate fi utilizată şi la modelarea regulatoarelor de viteză rapide.

ОБ ЭЛЕКТРОДИНАМИЧЕСКОМ МОДЕЛИРОВАНИИ РЕГУЛЯТОРОВ СКОРОСТИ ГИДРАВЛИЧЕСКИХ ТУРБИН

КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ

Устанавливается метод моделирования регуляторов скорости первичных машин, с применением его для регуляторов скорости гидравлических турбин.

С этой целью анализируются четыре варианта модель-регуляторов.

Целью исследования является создание модель-регулятора для системы электродинамического моделирования, разработанной в Энергетическом институте.

ОБЪЯСНЕНИЕ РИСУНКОВ

Рис. 1. — Принципиальная схема регулятора скорости для турбин типа Фрэнсис. *1* — центробежный аппарат; *2* — золотник управления; *3* — главный серводвигатель; *4* — изодромный механизм; *5*, *9* — механизмы, обеспечивающие принужденную статику системы; *6*, *7*, *8* — механизм для изменения скорости вращения турбины.

Рис. 2. — Принципиальная схема регулятора скорости для турбин типа Пельтон. *1, 2, 4* — рычажная система для выполнения сигналов жесткой обратной связи и комбинирующей связи от главного серводвигателя *12*; *3, 13* — золотники управления серводвигателей, закрывающих задвижку *17* и дефлектор *12*; *5, 6, 7* — детали изодромного механизма; *8* — центробежный аппарат; *9, 10, 11* — детали механизма изменения скорости вращения турбины; *12* — главный серводвигатель; *14* — комбинирующий кулачек; *15* — дефлектор; *16* — инжекторная игла; *17* — приводной серводвигатель задвижки.

Рис. 3. — Принципиальная схема регулятора скорости для турбин типа Каплан. *1* — приводной серводвигатель лопаток ротора; *2* — золотник управления; *3* — рычаг связи; *4* — изодромный механизм; *5* — центробежный аппарат; *6* — золотник управления приводным серводвигателем направляющего аппарата *10*; *7, 8, 9* — детали механизма изменения скорости вращения и жесткой обратной связи; *11, 12* — передаточный механизм управления серводвигателя 1.

Рис. 4. — Структурное изображение регуляторов скорости для турбин типа Фрэнсис.

Рис. 5. — Структурное изображение регуляторов скорости с двумя исполнительными механизмами.

Рис. 6. — Схема модель-регулятора скорости — вариант I.

Рис. 7. — Структурное изображение модель-регулятора — вариант I.

Рис. 8. — Схема модель-регулятора скорости — вариант II.

Рис. 9. — Структурное изображение модель-регулятора — вариант II.

Рис. 10. — Схема модель-регулятора с тиратронами — вариант III.

Рис. 11. — Структурное изображение модель-регулятора — вариант III.

Рис. 12. — Схема модель-регулятора с реле — вариант IV.

Рис. 13. — Структурное изображение модель-регулятора — вариант IV.

SUR LE MODELAGE ÉLECTRODYNAMIQUE DES RÉGULATEURS DE VITESSE DES TURBINES HYDRAULIQUES

RÉSUMÉ

L'auteur propose une méthode de modelage des régulateurs de vitesse des machines primaires, et applique cette méthode au modelage des régulateurs de vitesse des turbines hydrauliques.

A ces fins il analyse quatre types de régulateur modèle.

Le but du présent travail est d'équiper avec un tel régulateur modèle le groupe de modelage électrodynamique réalisé à l'Institut d'Energétique de l'Académie de la R.P.Roumaine.

EXPLICATION DES FIGURES

Fig. 1. — Schéma de principe du régulateur de vitesse des turbines du type Francis. *1*, Appareil centrifuge ; *2*, tiroir de commande ; *3*, servo-moteur principal ; *4*, mécanisme isodrome ; *5* et *9*, mécanismes assurant une stabilité imposée au système ; *6*, *7* et *8*, mécanismes pour faire varier la vitesse de rotation de la turbine.

Fig. 2. — Schéma de principe du régulateur de vitesse des turbines du type Pelton. *1*, *2* et *4*, système de leviers pour obtenir les signaux de la liaison inverse rigide et de la liaison combinatoire au servo-moteur principal *12* ; *3* et *13*, tiroirs de commande des servo-moteurs pour la fermeture de la vanne *17* et du déflecteur *12* ; *5*, *6* et *7*, éléments du mécanisme isodrome ; *8*, appareil centrifuge ; *9*, *10* et *11*, éléments du mécanisme qui varie la vitesse de

rotation de la turbine; *12*, servo-moteur principal; *14*, taquet combinatoire; *15*, déflecteur; *16*, aiguille injectrice; *17*, servo-moteur d'actionnement de la vanne.

Fig. 3. — Schéma de principe du régulateur de vitesse des turbines du type Kaplan. *1*, servo-moteur actionnant les aubes du rotor; *2*, tiroir de commande; *3*, levier de liaison; *4*, mécanisme isodrome; *5*, appareil centrifuge; *6*, tiroir de commande du servo-moteur, actionnant l'appareil directeur *10*; *7*, *8* et *9*, éléments du mécanisme qui varie la vitesse de rotation et de la liaison inverse rigide; *11* et *12*, mécanisme de transmission des commandes au servo-moteur *1*.

Fig. 4. — Représentation de la structure des régulateurs de vitesse pour les turbines du type Francis.

Fig. 5. — Représentation de la structure des régulateurs de vitesse à deux organes d'exécution.

Fig. 6. — Schéma du modèle du régulateur de vitesse — 1re variante.

Fig. 7. — Représentation de la structure du modèle du régulateur de la 1re variante.

Fig. 8. — Schéma du modèle du régulateur de vitesse — 2e variante.

Fig. 9. — Représentation de la structure du modèle du régulateur de la 2e variante.

Fig. 10. — Schéma du modèle du régulateur à thyratrons — 3e variante.

Fig. 11. — Représentation de la structure du modèle du régulateur de la 3e variante.

Fig. 12. — Schéma du modèle du régulateur à relais — 4e variante.

Fig. 13. — Représentation de la structure du modèle du régulateur de la 4e variante.

BIBLIOGRAFIE

1. В. А. Веников, *Краткое описание динамической модели электрических систем*. Тех. информация. Изд. МЕИ, 1955.
2. А. А. Воронов, Первозванский А. И., Семенов И. В., *Электродинамическая модель гидравлической турбины и ее регулятор скорости*. Известия Ак. Наук СССР, ОТН, 1, 30 (1956).
3. M. R. Robert, *Le „microréseau" : modèle dynamique de réseaux*, Bull. Soc. Fr. des Electr., 2 (1954), 7° série.
4. И. Е. Гаркави, Смирнов М. И., *Регулирование гидротурбин*. Машгиз, Москва, 1954.
5. И. Н. Смирнов, *Гидравлические турбины*. Госэнергоиздат, Москва-Ленинград, 1956.
6. Н. В. Солодовников., *Основы автоматического регулирования*. Машгиз, Москва, 1954.
7. К. И. Несытов., *Метод заводских испытаний регуляторов скорости*. Труды ВИГМ, XII, 19 (1950).
8. И. В. Котенев., *Крыловая гидротурбина с цилиндрическим счетом для регулирования расхода воды и автоматическим регулятором скорости прямого действия*. Труды ВИГМ, XII,19(1950)
9. C. Apetrei, M. Elefteriescu, *Modele electrodinamice ale sistemelor electroenergetice*. Studii şi cercetări de energetică, **VI**, *3*, 311 (1956).
10. M. Cuenod, *Un régulateur électrique de vitesse*. La houille blanche, 5 (1950), nr. 2 (mart-apr), 125—130.
11. John Markus, Zeluff, *Handbook of industrial electronic circuits*, 1948.

CALCULUL TENSIUNII ELECTROMOTOARE CREATĂ DE CÎMPUL TRANSVERSAL DE REACŢIE AL INDUSULUI MOTORULUI UNIVERSAL CU COLECTOR*)

DE

AL. FRANSUA

Inductivitatea înfăşurării rotorice a maşinilor de curent continuu în cîmpul transversal de reacţie este în general o mărime secundară şi în proiectarea maşinilor nu se ţine seamă de ea. În unele cazuri însă, această inductivitate are o importanţă deosebită. Astfel ea are un rol deosebit în expresia constantei de timp a înfăşurării rotorice care intervine în procesele tranzitorii ale motoarelor şi generatoarelor de curent continuu. De asemenea, în unele maşini speciale de curent continuu folosite în sistemele de reglare automată, ca servomotorul cu excitaţie independentă sau amplidina, inductivitatea înfăşurării rotorice în cîmpul său transversal de reacţie determină de asemenea comportarea acestor maşini în funcţionarea lor dinamică.

În maşinile electrice mici de curent alternativ cu colector, această inductivitate începe să joace un rol important, întrucît ea influenţează direct factorul de putere, dînd naştere la o componentă reactivă a tensiunii electromotoare. Astfel de maşini sînt de exemplu motoarele serie de curent alternativ şi curent continuu cu colector (motoarele universale).

Problema tensiunii electromotoare U_{eq} este încă o problemă deschisă. Acest lucru este arătat clar în [1]. Mai mult, ne vom permite să cităm un text mai lung dintr-o lucrare [2], care se referă tocmai la acest aspect : „Mult mai dificilă este deducerea inductivităţii indusului $X_a = \omega L_a$. Autorul a încercat pe baza metodicei propusă de Georges şi Thomälm pentru exprimarea fluxului total, să găsească o formulă pentru motorul nesaturat. Din păcate nu s-a putut constata nici o concordanţă cu măsurările făcute. Inductivitatea obţinută pe cale de calcul era mult prea mare şi conducea la factori de putere de 0,5, în timp ce măsurarea dădea 0,9".

*) Lucrare prezentată Institutului de energetică la data de 24 octombrie 1958.

În [2] se încearcă a se lămuri această neconcordanță printr-o așa numită „autocompensare" datorită unei acțiuni de amortizare a curentului indusului. Într-o diagramă din [2] se pune în evidență variația deosebită a inductivității indusului în funcție de sarcina motorului (fig. 1). Această variație se explică însă prin starea de saturație diferită a circuitului magnetic și nu printr-o „autocompensare" a reacției indusului care apare la mașinile mici, așa cum vom arăta mai departe.

În continuare vom trece în revistă în mod critic cîteva expresii ale tensiunii electromotoare U_{eq} stabilite în unele lucrări și vom arăta cît de diferit tratează diferiți autori această problemă. Problema este dificilă din două motive caracteristice mașinilor cu poli aparenți: întrefier neuniform și saturația circuitului magnetic. Unii autori nu iau în considerație decît spirele de sub piesele polare în calculul tensiunii U_{eq} creată de cîmpul transversal de reacție și în același timp neglijează saturația circuitului magnetic. Alții caută să țină seama de saturație introducînd în expresia mărimii U_{eq} cunoscutul coeficient de saturație, iar alții caută să introducă în calcul și contribuția cîmpului transversal din zona interpolară unde întrefierul este mărit simțitor.

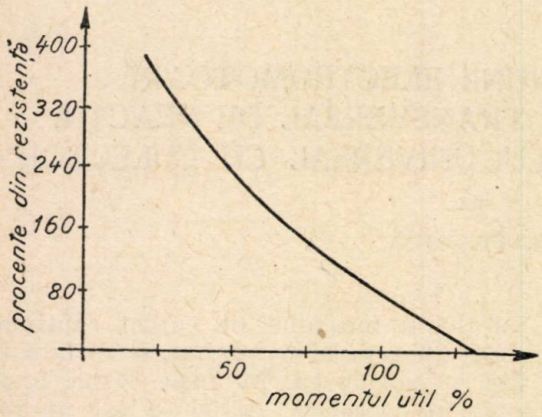


Fig. 1

Toți autorii consultați nu reușesc însă să rezolve problema, întrucît cu toate artificiile introduse nu pot evita concluzia citată din lucrarea [2]. Valorile calculate pentru U_{eq} depășesc simțitor realitatea.

Se pare că o primă expresie pentru tensiunea electromotoare creată de fluxul transversal de reacție a fost stabilită în lucrarea [3]. Ea se regăsește și în [1], din care am luat-o și noi*); cu notațiile noastre și în baza sistemului MKSA raționalizat ea este de forma

$$U_{eq} = 0{,}0174 \frac{\mu_0 f \tau l N^2 I}{apk_c\delta}.$$

Această expresie a fost obținută în ipoteza că nu se ia în considerație saturația circuitului magnetic, cîmpul de reacție din zona interpolară și că coeficientul de acoperire este aproximativ 64%.

*) Cu notațiile din [1]

$$E_p = 0{,}0875 \frac{f_1}{ap} \cdot \frac{\tau l}{k_c\delta} z_2^2 I_2 10^{-8},$$

în care z_2 este numărul total de spire al indusului. Dimensiunile se introduc în centrimetri, curentul în amperi, rezultatul iese în volți.

În [4] şi [5] se încearcă a se trata aceeaşi problemă pe altă cale, după părerea noastră eronată, din motivul simplu că nu se ţine seama de înlănţuirea complicată a fluxului magnetic cu spirele indusului. Astfel în [4] se găseşte expresia

$$U_{eq} = 4{,}44\, f \frac{N}{4a} k_w \Phi_{qq} \text{ *)},$$

în care Φ_q reprezintă fluxul transversal, iar

$$k_{wq} = 1{,}2 \frac{\cos\frac{\pi}{N} + \cos\frac{2\pi}{N}}{N \sin\frac{\pi}{N}}$$

ar reprezenta un coeficient de înfăşurare, a cărei expresie numai pune sub semnul îndoielii întreaga expresie dată pentru U_{eq}.

În [5] U_{eq} are o formă asemănătoare, dar cu coeficienţi numerici total diferiţi,

$$U_{eq} = 2\pi f \frac{N}{2a} k_{wq} \Phi_q \text{ **)}.$$

Pentru coeficientul de înfăşurare nu se indică nici o valoare, nici o expresie.

Din 1950, cînd producţia de motoare mici cu colector a luat proporţii însemnate, datorită în deosebi automatizării şi electrificării micilor acţionări gospodăreşti, în literatura de specialitate a crescut numărul articolelor care se referă la problema ce ne interesează.

Astfel, în lucrarea mai vastă referitoare la proiectarea maşinilor mici cu colector [6] se dă expresia

$$U_{eq} = 0{,}0655 \frac{\mu_0 f \tau l N^2 I}{a^2 p k_c \delta} \alpha^3 \text{ ***)}$$

care nu diferă esenţial de cea dată în [1], pentru $a = p = 1$ şi care are aceleaşi ipoteze de bază şi aceleaşi lipsuri.

---

*) Cu notaţiile din [4]

$$e_q = 4{,}44\, f_0\, f_w\, w_2\, \Phi_q\, 10^{-8},$$

w_2 fiind numărul de spire al armăturii rotorice pentru o cale de curent, $f_w = k_{wq}$. Fluxul Φ_q se exprimă în maxwelli, iar e_q rezultă în volţi.

**) Cu notaţiile din [5]

$$E_q = 2\pi f f_{wq} \frac{GW}{a} \Phi_q \sigma_q 10^{-8},$$

în care GW reprezintă numărul total de spire al indusului iar σ_q un coeficient care ţine seama de dispersiile înfăşurării indusului. Fluxul se exprimă în maxwelli, iar E_q rezultă în volţi. Noi nu l-am luat în consideraţie σ_q pentru că urmărim doar tensiunea electromotoare indusă de cîmpul de reacţie din întrefier.

***) Cu notaţiile din [6]

$$E_q = 0{,}13 \frac{f_1 \alpha^3 N^2 DL}{a^2 p^2 k_1 \delta} I\ 10^{-8},$$

în care $D = 2p\tau/\pi$, $L = l$, $k = k_c$. Toate dimensiunile se exprimă în centimetri, curentul în amperi, tensiunea E_q rezultînd în volţi.

O expresie asemănătoare ca fond pentru $a = p = 1$ se regăsește și în [7],

$$U_{eq} = 0{,}065 \frac{\mu_0 f \tau l N^2 I}{a p^2 k_c \delta} \alpha^3 \text{ *)}$$

Autorii nu o demonstrează, ci afirmă că o preiau din lucrarea *Direct current machine for control systems* de A. Tustin.

În [8] și [9] nu înregistrăm un pas înainte față de stadiul expus mai sus.

În literatură se întîlnesc și unele formule în care autorii au căutat să țină seama de saturația circuitului magnetic și de cîmpul de reacție din zona interpolară.

O indicație vagă o aflăm în [10], în care nu se atacă chiar problema care ne interesează și nu se ajunge la expresii utilizabile pentru calcul. Pe baza acestei indicații vom căuta mai departe să aducem o contribuție nouă în soluționarea problemei.

În [11] avem de a face cu un studiu interesant și o încercare de a elucida complet problema în cauză prezentînd expresia

$$U_{eq} = 0{,}0655 \frac{p \mu_0 f \tau l N^2 I}{a^2 k_c k_s \delta} \alpha^3 + 0{,}0164 \frac{p \mu_0 f \tau l N^2 I}{a^2 k_c k_s \delta} (1 + \alpha + \alpha^2 - 3\alpha^3) \text{ **)}.$$

După cum se observă imediat, prima parte a expresiei lui U_{eq}, care se referă la contribuția spirelor de sub piesele polare, nu diferă de celelalte expresii similare de mai sus pentru $a = p = 1$ decît prin prezența coeficientului de saturație k_s, care face ca această componentă să scadă de circa 1,5—2,5 ori. Intenția autorului de a micșora valoarea lui U_{eq} rezultată din calcul este evidentă. Nu putem însă înțelege de ce apare acest coeficient și în acea parte a tensiunii electromotoare U_{eq} care reprezintă contribuția spirelor aflate în zona interpolară. De asemenea, trebuie privită cu rezervă ipoteza autorului prin care, pentru a ține seamă de efectul marginal creat de muchiile polare, consideră că întrefierul crește în zona interpolară

---

*) Cu notațiile originale din [7] în care se dă de fapt inductivitatea corespunzătoare $L = \frac{\pi}{3} \cdot \frac{n^2 b^3}{a^2} 2s \frac{L}{\Delta d} 10^{-8}$, în care $n = N/4qs$, $2q$ reprezintă numărul de poli, $2s$ numărul de căi de curent; $a = \tau$, $\Delta d = k_c \delta$, $b = \alpha\tau$. Dimensiunile se exprimă în centimetri rezultatul fiind în henri. Credem că este o eroare de transcriere în formulă în sensul că în loc de $\frac{\pi}{3}$ trebuie să fie $\frac{\pi}{30}$.

**) În lucrarea originală de fapt găsim inductivitatea corespunzătoare zonei polare

$$L_{AQII} = \frac{w^2 r l \pi \mu_0}{2 \delta k_1 k_2} \left[\frac{1}{3} - 2\left(\frac{1}{2} - \frac{\beta_0}{2\pi}\right) + 4\left(\frac{1}{2} - \frac{\beta_0}{2\pi}\right)^2 - \frac{8}{3}\left(\frac{1}{2} - \frac{\beta_0}{2\pi}\right)^3 \right]$$

și cea corespunzătoare zonei interpolare

$$L_{AQI} = \frac{w^2 r l \pi \mu_0}{2 \delta k_1 k_2} \left[\left(\frac{1}{2} - \frac{\beta_0}{2\pi}\right) - \frac{8}{3}\left(\frac{1}{2} - \frac{\beta_0}{2\pi}\right)^2 + 2\left(\frac{1}{2} - \frac{\beta_0}{2\pi}\right)^3 \right],$$

în care w este numărul de spire al rotorului pe o cale de curent, $r = p\tau/\pi$, $k_1 = k_c$, $k_2 = k_s$, $\beta_0/\pi = \alpha$. Se folosește sistemul MKSA raționalizat.

după o lege hiperbolică, începînd cu valoarea δ corespunzătoare zonei polare. Rezerva noastră este accentuată și prin faptul că un simplu calcul arată că contribuția zonei interpolare este cotată ca fiind chiar mai mare decît a zonei polare.

În sfîrșit în [12] se dă, fără o demonstrație, pentru mărimea ce o studiem, expresia

$$U_{eq} = 0{,}0655 \frac{\mu_0 f \tau l N^2 I}{a^2 p k_c k_s \delta} \alpha^3 + 0{,}197 \frac{\mu_0 f \tau l N^2 I}{a^2 p \delta_q} \alpha^2 (1 - \alpha)^{*)},$$

care a fost transcrisă în notațiile noastre și în care s-au introdus și coeficienții corespunzători de traducere a unităților engleze de măsură în cele din sistemul metric. De data aceasta contribuția zonei interpolare apare mult micșorată, în primul rînd prin prezența întrefierului δ_q din zona interpolară.

Pentru a ne da seama de rezultatul aplicării concrete a diferitelor expresii expuse mai sus se dă în tabela de mai jos valoarea lui U_{eq} pentru $N = 3\,360$, $I = 0{,}72$ A, $\tau = 7$ cm, $l = 6{,}2$ cm, $\delta = 0{,}4$ mm, $\delta_q = 14{,}5$ mm, $k_c = 1{,}2$, $k_s = 1{,}8$, $\alpha = 0{,}625$, $a = p = 1$ și $f = 50$ Hz.

Tabela 1

Lucrarea	[1]	[6]	[7]	[11]	[12]
U_{eq} (V)	80	73,5	73,5	83,3	48,8

După cîte se remarcă cifrele nu concordă între ele, existînd diferențe sensibile. Și mai mari ar fi fost diferențele între diferitele formule date mai sus dacă în exemplul considerat a sau p nu erau egali cu unitatea, deoarece autorii citați își permit să jongleze cu puterile acestor mărimi. Astfel în [1] inductivitatea este proporțională cu $\frac{1}{ap}$, în [6] și [12] cu $\frac{1}{a^2 p}$, în [11] cu $\frac{p}{a^2}$, în [7] cu $\frac{1}{ap^2}$. În consecință, pentru $a \neq p \neq 1$, diferitele expresii ar fi condus la rezultate diferite chiar și ca ordin de mărime.

Dar chiar și în cazul $a = p = 1$, cînd diferiții autori dau rezultate mai apropiate, experiența nu le verifică. Toate formulele citate conduc la valori mult superioare celor reale cu excepția celei date în [12].

Acesta fiind stadiul problemei, în cele ce urmează ne propunem să stabilim o nouă metodă de calcul a mărimii U_{eq}, care să fie cît mai generală și să nu prezinte dezavantajele arătate mai sus pentru celelalte metode.

---

*) Cu notațiile din [12]

$$U_{eq} = 2\pi f \; 10^{-8} \left[\frac{1{,}06 \, \lambda_p \, \psi^3 \, w}{\Delta \, k_1 \, SF} + \frac{3{,}19 w \lambda_p \psi^2 (1 - \psi)}{\Delta x} \right] \frac{I \, S_c^2 \, N_a^2}{a^2 \, p},$$

în care $\lambda_p = \tau$, $\psi = \alpha$, $w = l$, $\Delta = \delta$, $\Delta x = \delta_q$, $k_1 = k_c$, $SF = k_s$, S_c este numărul de lamele de colector; N_a numărul de spire pe bobină a indusului; a numărul de căi de curent și p numărul de poli. Dimensiunile se exprimă în inches, curentul în amperi și tensiunea rezultă în volți.

Pentru aceasta să considerăm un tub elementar de forță al cîmpului magnetic (fig. 2), care străbate întrefierul prima dată la distanța x de peria notată A și a doua oară la distanța x' față de peria notată B (poziția periilor față de poli fiind la 90° electrice), închizîndu-se în rest prin cei doi poli principali vecini și prin jugul statoric și rotoric. Vom presupune că inducția magnetică și intensitatea cîmpului magnetic sînt pretutindeni sinusoidale în timp. Deoarece porțiunea în fier a tubului de forță contribuie la circulația intensității cîmpului cu o anumită cădere de tensiune magnetică, funcție de starea de saturație a circuitului magnetic, vom presupune că întrefierul în dreptul tubului de forță este mărit corespunzător și că $\mu_{Fe} \approx \infty$, în așa fel încît energia localizată în tubul de forță și circulația lui H în lungul tubului să rămînă constante. În felul acesta se presupune că chiar sub piesa polară întrefierul δ este funcție de coordonata x (respectiv x'). În consecință, energia elementară localizată în cîmpul magnetic al tubului de forță este

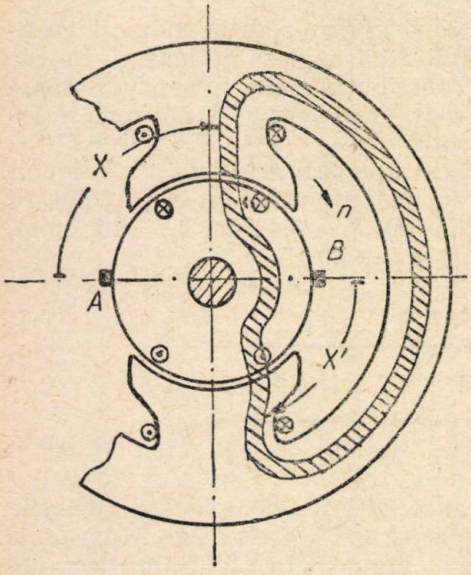


Fig. 2

$$dW_m = \frac{1}{2}\,[B_\delta(x)\,H_\delta(x)\,l\,\delta(x)\,dx + B_\delta(x')\,H_\delta(x')\,l\,\delta(x')\,dx'],$$

în care B_δ și H_δ reprezintă inducția, respectiv intensitatea cîmpului magnetic (valori maxime în cazul funcționării în curent alternativ).

Din legea fluxului magnetic rezultă însă

$$B_\delta(x)\,l\,dx = B_\delta(x')\,l\,dx',$$

și deci

$$dW_m = \frac{1}{2}\,B_\delta(x)\,l dx\,[H_\delta(x)\,\delta(x) + H_\delta(x')\,\delta(x')].$$

Însă, conform legii circuitului magnetic aplicată unui contur închis cuprins în tubul de forță considerat, se obține

$$H_\delta(x)\,\delta(x) + H_\delta(x')\,\delta(x') = \Theta_p(x) + \Theta_p(x') + A(\tau - x) - Ax',$$

în care $\Theta_p(x)$ sau $\Theta_p(x')$ reprezintă solenația unui pol corespunzătoare coordonatelor x și x', constantă pentru zona polară și egală cu $\Theta_p = W_e I_m$, I_m fiind curentul de excitație — valoare maximă în cazul funcționării în curent alternativ — iar W_e numărul spirelor de excitație de pe un pol, și nulă în zona interpolară, iar $A = \frac{NI_m}{4ap\tau}$ reprezintă încărcarea liniară (I_m

fiind curentul în înfășurarea rotorică — valoarea maximă în cazul funcționării mașinii în curent alternativ).

Prin urmare,

$$dW_m = \frac{1}{2} B_\delta(x)\, l\, dx\, [\Theta_p(x) + \Theta_p(x') + A\tau - A\,x] - B_\delta(x')\, l\, A x'\, dx'.$$

Energia totală localizată în cîmpul magnetic al mașinii pentru toate cele p_τ perechi de poli va fi

$$W_m = p\int_0^\tau dW_m = \frac{1}{2}\, p\, l\, [\Theta_p(x) + \Theta_p(x') + A\tau] \int_0^\tau B_\delta(x)\, dx -$$

$$- \frac{pA\,l}{2}\left[\int_0^\tau B_\delta(x)\, x dx + \int_0^\tau B_\delta(x')\, x'\, dx'\right].$$

Cum, din motive de simetrie magnetică,

$$\int_0^\tau B_\delta(x) x\, dx = \int_0^\tau B_\delta(x')\, x'\, dx',$$

$$\int_0^\tau \Theta_p(x)\, B_\delta(x)\, dx = \int_0^\tau \Theta_p(x')\, B_\delta(x')\, dx' = \Theta_p \int_{\frac{\tau}{2}-\frac{b}{2}}^{\frac{\tau}{2}+\frac{b}{2}} B_\delta(x)\, dx,$$

rezultă

$$W_m = pl\,\Theta_p \int_{\frac{\tau}{2}-\frac{b}{2}}^{\frac{\tau}{2}+\frac{b}{2}} B_\delta(x)\, dx + \frac{1}{2}\, p\, Al\tau \int_0^\tau B_\delta(x)\, dx - p\, Al \int_0^\tau B_\delta(x)\, x\, dx.$$

În expresia de mai sus a energiei trebuie să se țină seama de faptul că, în calculul solenației corespunzătoare tubului elementar de forță, s-a presupus că sensul instantaneu al curentului în înfășurarea rotorului în raport cu sensul instantaneu al curentului în înfășurarea de excitație este de așa fel încît sensul de rotație al mașinii în funcționare ca motor coincide cu sensul de rotație al acelor ceasornicului. În ipoteza contrarie s-ar fi obținut

$$W_m = pl\,\Theta_p \int_{\frac{\tau}{2}-\frac{b}{2}}^{\frac{\tau}{2}+\frac{b}{2}} B_\delta(x)\, dx - \frac{1}{2}\, pAl\tau \int_0^\tau B_\delta(x)\, dx + pAl \int_0^\tau B_\delta(x)\, x\, dx.$$

Evident cele două expresii ale energiei conduc la același rezultat. Vom lucra în continuare tot cu prima dintre ele.

Din expresia generală a energiei totale a cîmpului magnetic se poate deduce uşor tensiunea electromotoare U_e indusă prin variaţia în timp a cîmpului în înfăşurarea de excitaţie şi în înfăşurarea rotorului, căci

$$\omega W_m = \frac{1}{2} U_{em} I_m = U_e I$$

şi prin urmare

$$U_e = \frac{\omega p l \Theta_p}{I} \int_{\frac{\tau}{2}-\frac{b}{2}}^{\frac{\tau}{2}+\frac{b}{2}} B_\delta(x)\,dx + \frac{\omega p l \tau A}{I} \int_0^\tau B_\delta(x)\,dx - \frac{\omega p l A}{I} \int_0^\tau B_\delta(x)\,x\,dx.$$

Dar cum

$$l \int_{\frac{\tau}{2}-\frac{b}{2}}^{\frac{\tau}{2}+\frac{b}{2}} B_\delta(x)\,dx = \Phi,$$

primul termen nu reprezintă altceva decît tensiunea electromotoare indusă în înfăşurarea de excitaţie

$$U_{ee} = \frac{\omega p}{I} \Theta_p \Phi = 2p \frac{2\pi}{\sqrt{2}} f W_e \Phi$$

şi deci tensiunea U_{eq} va fi dată de expresia

$$U_{eq} = \frac{\omega p l \tau A}{2I} \int_0^\tau B_\delta(x)\,dx - \frac{\omega p l A}{I} \int_0^\tau B_\delta(x)\,x\,dx,$$

sau

$$U_{eq} = \frac{\pi f N l}{2\sqrt{2}\,a} \int_0^\tau B_\delta(x)\,dx - \frac{\pi f N l}{\sqrt{2}\,a\tau} \int_0^\tau B_\delta(x)\,x dx.$$

Pentru calculul acestei tensiuni trebuie cunoscută funcţia $B_\delta(x)$. Această funcţie rezultă însă din calculul circuitului magnetic şi al reacţiei indusului în mod exact pentru zona de sub piesa polară. De asemenea, este uşor de determinat valoarea inducţiei în dreptul axei periilor,

$$B_{\delta p} = \mu_0 \frac{A\tau}{2\delta_q}.$$

Între muchiile pieselor polare şi axa periilor, funcţia $B_\delta(x)$ se aproximează prin racordări relativ simple (fig. 3). Aceste racordări nu influenţează sensibil rezultatul final. Calculul pe baza expresiei de mai sus face apel şi la un calcul grafic, deoarece în cazul saturaţiei circuitului magnetic curba $B_\delta(x)$ nu se poate exprima uşor sub formă analitică.

În cazul cînd se neglijează saturația și cîmpul din zona interpolară, atunci, pentru $\frac{\tau}{2} - \frac{b}{2} < x < \frac{\tau}{2} + \frac{b}{2}$,

$$B_\delta(x) = B_{\delta_0} - \frac{\mu_0 A}{k_c \delta}\left(x - \frac{\tau}{2}\right),$$

B_{δ_0} fiind inducția creată de către înfășurarea de excitație.

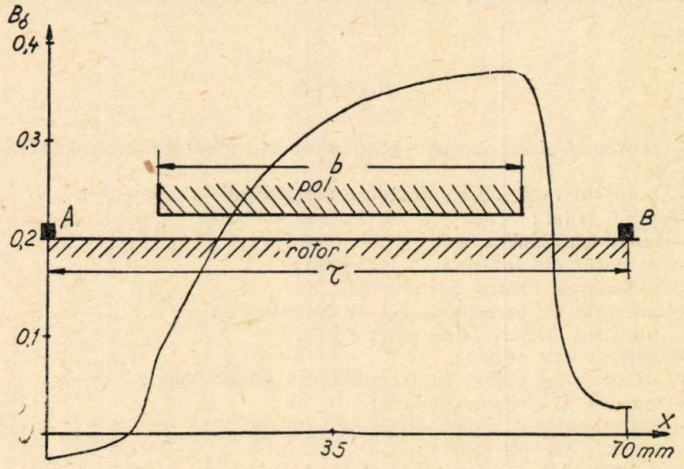


Fig. 3

Aplicînd expresia de mai sus a tensiunii electromotoare, rezultă în acest caz

$$U_{eq} = \frac{\pi \mu_0 f N l A b^3}{12\sqrt{2}\, a k_c \delta \tau} = \frac{\pi \mu_0 f \tau l N^2 I}{48\, a^2 p k_c \delta}\, \alpha^3,$$

care coincide perfect cu cea din [6].

Pentru mașina ale cărei date au fost folosite pentru compararea diferitelor expresii ale tensiunii electromotoare U_{pq}, curba $B_\delta(x)$ arată ca în figura 3. Pentru acest caz rezultă $U_{eq} = 30\ V$ adică o valoare sensibil mai mică.

Experiența a confirmat indirect această valoare, în sensul că mașina respectivă a fost încercată în curent alternativ, ca motor serie, iar factorul de putere măsurat a fost cu totul apropiat de cel calculat pe baza valorii de mai sus a inductivității. Celelalte expresii au condus la factori de putere sensibil inferiori realității.

Expresia de mai sus deși mai dificilă pentru calcul, ține seamă de saturația circuitului magnetic, dar nu printr-un coeficient global, care evident introduce mari erori, așa cum se întîlnește în alte cazuri. În plus, pe baza metodei de calcul expusă mai sus se poate deduce și curba $U_{eq} = f(I)$ ținînd seama de saturația creată nu numai de propria înfășurare, ci și

de înfăşurarea de excitaţie. Se verifică astfel întru totul alura curbei din figura 1 pe cale de calcul.

O altă mare calitate a expresiei obţinute este aceea că ea se poate aplica şi în cazuri mult mai complexe, de exemplu atunci cînd axa periilor este decalată oarecum faţă de axa polilor, sau cînd intervin poli secţionaţi (cazul amplidinei sau al unor metadine). Pentru aceasta este suficient să se cunoască funcţia $B_\delta(x)$ grafic sau analitic.

Subliniem că definiţia energetică a tensiunii permite evitarea cu uşurinţă a erorilor făcute de diferiţi autori în legătură cu puterile mărimilor a şi p.

NOTAŢII

U_{eq} — tensiunea electromotoare autoindusă de cîmpul transversal de reacţie al indusului;
N — numărul total de conductoare ale indusului;
τ — pasul polar;
l — lungimea axială;
I — curentul din înfăşurarea indusului;
A — încărcarea liniară a indusului;
a — numărul de perechi de căi de curent;
p — numărul de perechi de poli;
b — deschiderea polară;
α — deschiderea polară în fracţiuni din pasul polar;
δ — întrefierul din zona polară;
δ_q — întrefierul din zona interpolară;
k_c — coeficientul lui Carter;
k_s — coeficientul de saturaţie;
μ_0 — permeabilitatea aerului;
f — frecvenţa reţelei de alimentare;
ω — pulsaţia curentului;
Φ — fluxul principal al motorului.

РАСЧЕТ ЭЛЕКТРОДВИЖУЩЕГО НАПРЯЖЕНИЯ, СОЗДАННОГО ПОПЕРЕЧНЫМ РЕАКТИВНЫМ ПОЛЕМ ЯКОРЯ УНИВЕРСАЛЬНОГО КОЛЛЕКТОРНОГО ДВИГАТЕЛЯ

КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ

Вопрос расчета электродвижущего напряжения, созданного поперечным реактивным полем в универсальном коллекторном двигателе, остается открытым. Различные авторы предлагают различные формулы расчета, с учетом или без учета насыщения магнитной цепи, или магнитного поля в межполюсном пространстве. Эти формулы приводят, в общем, к сильно завышенным значениям, по сравнению с реальными. В статье делается критический обзор различных предложенных формул и дается новое, более точное и проверенное экспериментальным путем выражение.

CALCUL DE LA TENSION ÉLECTROMOTRICE, CRÉÉE PAR LE CHAMP TRANSVERSAL DE RÉACTION DE L'INDUIT DU MOTEUR UNIVERSEL À COLLECTEUR

RÉSUMÉ

Le calcul de la force électromotrice créée par le champ transversal de réaction dans le moteur universel à collecteur constitue un problème qui n'a pas encore reçu sa solution définitive. Les divers auteurs proposent diverses formes de calcul qui tiennent compte ou non de la saturation du circuit magnétique ou du champ de la zone interpolaire. Ces formules conduisent généralement à des valeurs bien supérieures aux valeurs réelles. L'auteur passe en revue, d'une manière critique, les diverses formules connues, et propose en outre une nouvelle formule, bien plus exacte, qui a été vérifiée par l'expérience.

BIBLIOGRAFIE

1. B. DUBICKI, *Calculul înfăşurărilor motoarelor mici monofazate cu colector.* Archivum elektrotechniki, **III**, caietul 3, 361 (1954) (traducere din limba polonă IDT).
2. G. BOLZ, *Die Drehzahlkennlinien des Universalmotors.* E.T.Z., **61**, *6*, 125 (1940).
3. K. METZLER, *Расчет универсальных коллекторных двигателей.* Госэнергоиздат, Москва-Ленинград, 1932 (traducere din limba germană).
4. H. STUCKERTH, *Berechnung der induktiven Spannungen kleiner Reihenschlussmotoren (Universalmotoren) bei Wechselstrombetrieb.* E.u.M., *44*, *47*, 853 (1926).
5. K. SEIDL, *Bemerkenswertes am Entwurf von Universalmotoren.* E.u.M., **58**, *11—12*, 273 (1940).
6. N. P. ERMOLIN, *Rascet malomoşcinîh kollektornîh maşin.* Gosenergoizdat, Moscova — Leningrad, 1955, p. 93.
7. J. C. GILLE, M. PELEGRIN, P. DECAULNE, *Théorie et technique des asservissements.* Dunod, Paris, 1956, p. 552.
8. W. KNAACK, *Die Ankerquerreaktanz bei Wechselstrom Reihenschlussmotoren.* E.u.M., **72**, *18*, 441 (1955).
9. — *Die Ankerquerreaktanz-Spannungen bei kleinen Wechselstrom-Reihenschlussmotoren.* E.u.M., **70**, *15—16*, 343 (1953).
10. R. RICHTER, *Elektrische Maschinen*, vol. IV, Birkhäuser Verlag, Basel-Stuttgart, 1954, p. 100.
11. J. VOGEL, *Die Ankerquerfeldspannung des Universalmotors.* Deutsche Elektrotechnik, **9**, *1*, 17 (1955).
12. S. S. L. CHANG, J. H. KARR, *Ac series motors — a design method.* Transactions AIEE, **69** (partea a II-a), 1257 (1950).

CARACTERISTICI DE FUNCȚIONARE ALE MOTORULUI ASINCRON LA TENSIUNI APLICATE VARIABILE ȘI FRECVENȚĂ CONSTANTĂ, PENTRU ANUMITE VALORI ALE CUPLULUI ELECTROMAGNETIC

DE

SEBASTIAN IONESCU

1. Funcționarea motoarelor asincrone cu tensiuni scăzute la bornele de alimentare duce la scăderea productivității în întreprinderile industriale, prin scăderea vitezei și a randamentului motoarelor, cît și prin creșterea rapidă a uzurii lor. Din acest punct de vedere prezintă interes caracteristici prin care să se determine variația vitezei, a pierderilor și a uzurii motorului asincron funcție de tensiunea de alimentare.

De asemenea, comportarea motoarelor asincrone în regimuri de tensiuni scăzute influențează considerabil funcționarea sistemului electroenergetic în ansamblu, procentajul sarcinii asincrone fiind de obicei peste 50% din sarcina totală [1]. Această influență se manifestă, în principal, prin posibilitatea pierderii stabilității statice a sistemului.

Determinările cantitative folosesc în această problemă caracteristicile statice de putere activă și de putere reactivă absorbită de motorul asincron, funcție de tensiunea la bornele sale*).

În lucrare se vor trasa caracteristici de alunecare, coeficient de pierderi, uzură, precum și caracteristici de putere activă și reactivă funcție de valoarea relativă a tensiunii la bornele motorului. În anexă, se dau relațiile necesare pentru trasarea diagramelor.

2. Variația alunecării relative $\frac{s}{s_n}$ (s_n fiind alunecarea nominală) cu valoarea relativă a tensiunii de alimentare a motorului asincron $\left(u = \frac{U}{U_n}\right)$ este dată de relația [2]

$$\frac{s}{s_n} = \frac{b_n + \sqrt{b_n^2 - 1}}{\frac{b_n\, u^2}{m} + \sqrt{\left(\frac{b_n\, u^2}{m}\right)^2 - 1}},$$

*) D. Martac, *Variația puterilor active și reactive absorbite de un motor asincron cu rotorul bobinat în funcție de tensiunea de alimentare.* Conferința electricienilor din R.P.R., 1957.

Fl. Manea, *Caracteristici* $P = f(u)$ *și* $Q = f(u)$ *pentru consumatori* (lucrare în cadrul Institutului de energetică, 1955).

b_n fiind valoarea relativă a momentului maxim, $b_n = \frac{M_M}{M_n}$ (la majoritatea motoarelor asincrone ea se află în jurul cifrei 2, care va fi considerată la trasarea diagramelor [2]), iar m, coeficientul de încărcare, exprimînd valoarea relativă a cuplului electromagnetic, respectiv a cuplului util, la arbore (cu neglijarea pierderilor mecanice şi de ventilaţie), $m = \frac{M_a}{M_{an}} = \frac{M}{M_n}$ (vezi anexa).

Admitem, în prima parte a lucrării, că motorul asincron antrenează mecanisme al căror

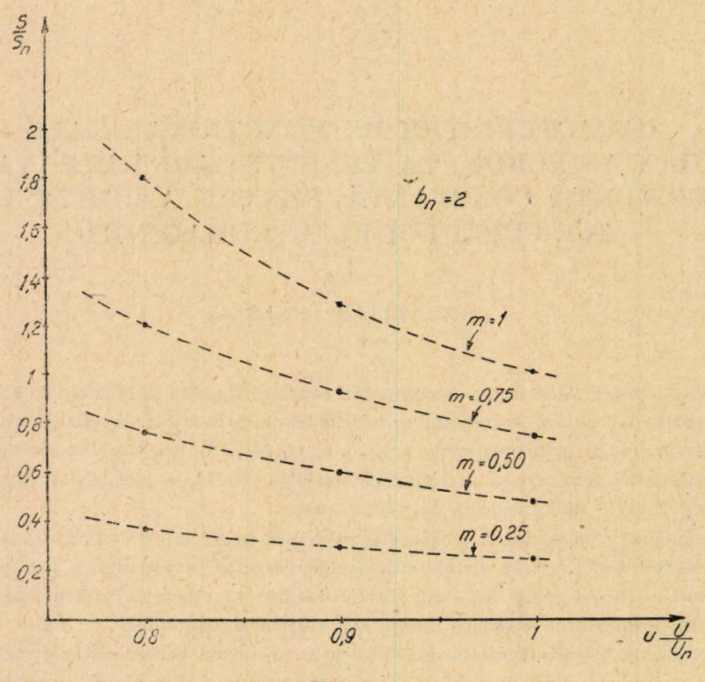


Fig. 1

moment rezistent nu depinde de viteză. În acest caz, coeficientul de încărcare m nu depinde de tensiune, caracteristica $m = f(u)$ fiind o paralelă cu axa absciselor (vezi anexa).

Pentru $b_n = 2$ şi $m = \text{const.}$ (considerat 100% ; 75% ; 50% ; 25%), s-au trasat caracteristicile din figura 1.

3. Pentru diagramele următoare, este necesar în prealabil a se trasa caracteristicile curentului absorbit şi a factorului de putere funcţie de tensiunea u. După relaţiile date în anexă, rezultă curbele din figurile 2 şi 3, obţinute pentru aceleaşi valori ale parametrilor b_n şi m. În plus, s-a admis curentul de funcţionare în gol la tensiune nominală de 0,4 (în unităţi relative), ceeace corespunde unui factor de putere nominal $\cos \varphi_n \cong 0{,}8$ (conform relaţiilor (2) şi (3) din anexă).

4. Variaţia pierderilor în statorul motorului asincron cu tensiunea de alimentare poate fi determinată de către un coeficient de pierderi, inversul eficacităţii*), definit ca

*) C. Penescu, *Efectul variaţiilor de tensiune şi frecvenţă asupra regimului de funcţionare al consumatorului.* Conferinţa electricienilor din R.P.R., 1957.

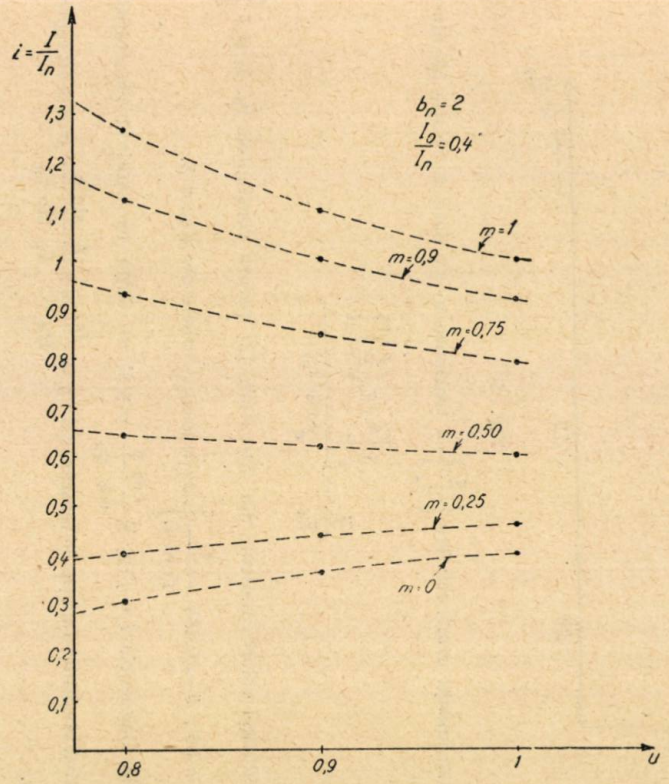

i = I/In
1,3
1,2
1,1
1
0,9
0,8
0,7
0,6
0,5
0,4
0,3
0,2
0,1
bn = 2
Io/In = 0,4
m = 1
m = 0,9
m = 0,75
m = 0,50
m = 0,25
m = 0
0,8
0,9
1
u

Fig. 2

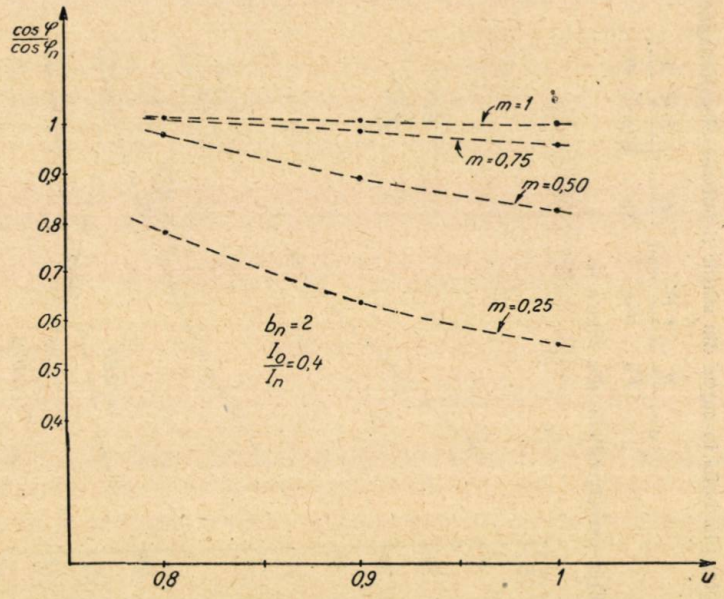

cos φ / cos φn
1
0,9
0,8
0,7
0,6
0,5
0,4
m = 1
m = 0,75
m = 0,50
m = 0,25
bn = 2
Io/In = 0,4
0,8
0,9
1
u

Fig. 3

raportul dintre pierderile în cupru din stator şi puterea electromagnetică

$$c = \frac{p}{P_a} = \frac{r I^2}{P_a} \quad \text{sau} \quad \frac{c}{c_n} = \left(\frac{I}{I_n}\right)^2 \frac{1}{m}.$$

Se obţin caracteristicile din figura 4.

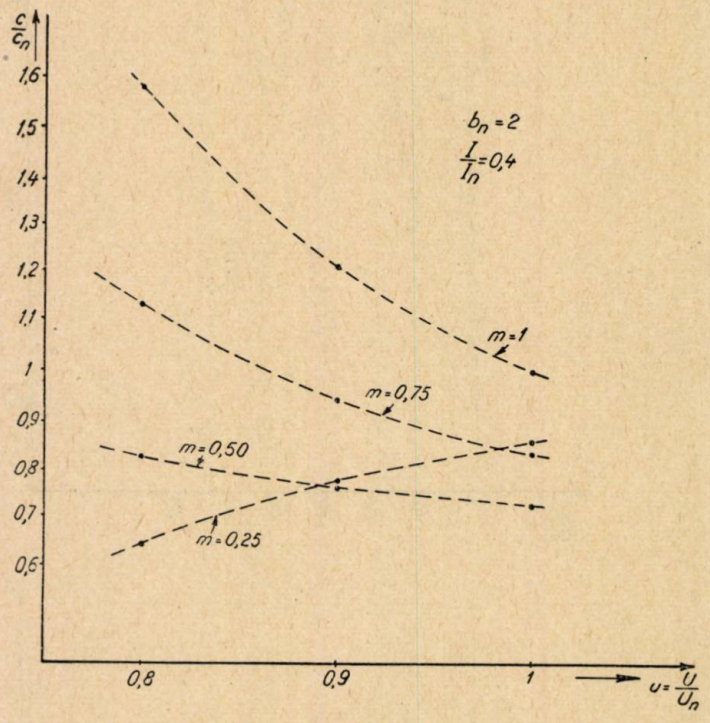


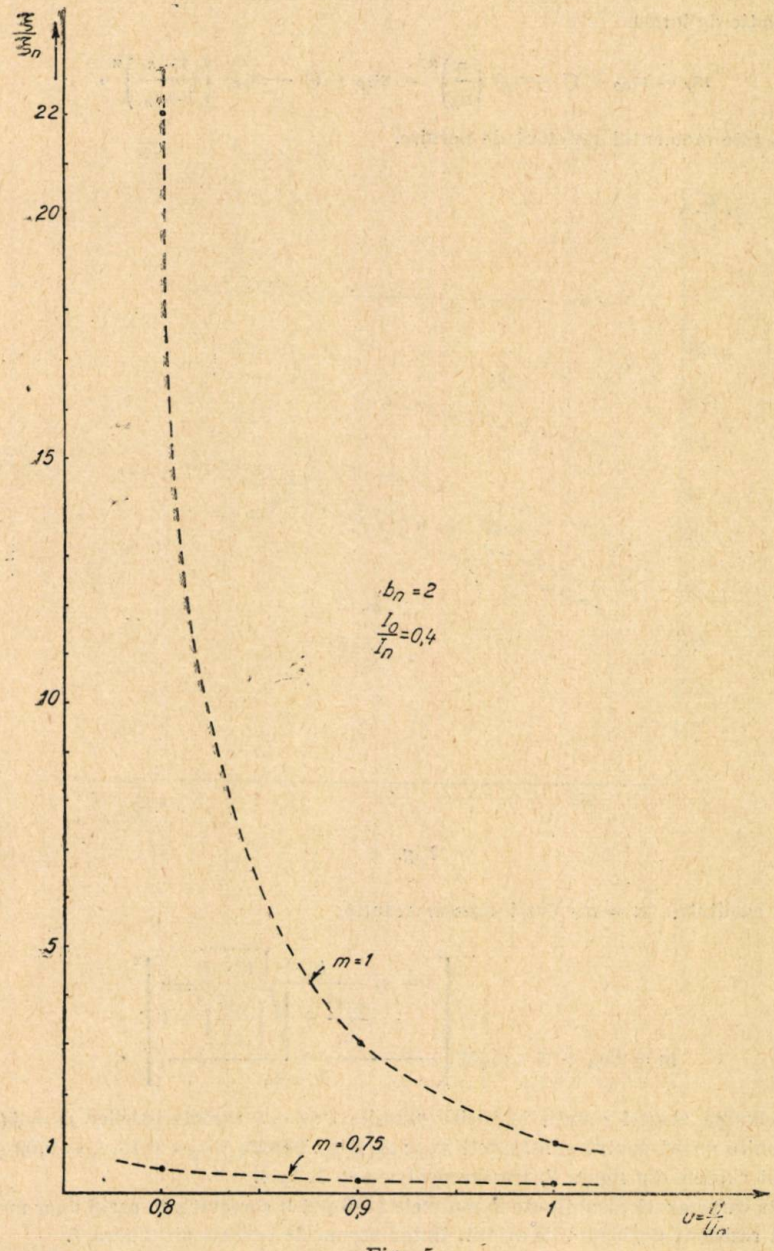
Fig. 4

5. Dependenţa uzurii relative $\left(\frac{\xi}{\xi_n}\right)$ cu tensiunea u este dată de relaţia (4) din anexă,

$$\frac{\xi}{\xi_n} = \frac{e^{b\left[\theta_0 + \tau_n \left(\frac{I}{I_n}\right)^2\right]}}{e^{b[\theta_0 + \tau_n]}}.$$

Introducînd valori cunoscute din literatură [2] pentru constantele θ_0, τ_n şi b $\left[\theta_0 = 20°,\ \tau_n = 60°,\ b = 0{,}088\ \frac{1}{\text{grad C}}\right]$, se trasează curbele din figura 5.

6. Din diagramele $i = f(u)$ şi $\frac{\cos \varphi}{\cos \varphi_n} = f(u)$ se obţin cu uşurinţă caracteristici de putere reactivă absorbită funcţie de tensiunea u : $q = \frac{Q}{Q_n} = u \frac{I}{I_n} \frac{\sin \varphi}{\sin \varphi_n}$, care s-au reprezentat în figura 6.



$\frac{\xi}{\xi_n}$
22
20
15
10
5
1
$b_n = 2$
$\frac{I_0}{I_n} = 0,4$
m = 1
m = 0,75
0,8
0,9
1
$u = \frac{U}{U_n}$

Fig. 5

7. În cazul unor mecanisme cu moment rezistent depinzînd de viteză, se admite pentru acesta o relaţie de forma

$$m_r = m_{rp} + (1-m_{rp})\left(\frac{n}{n_n}\right)^{\alpha} = m_{rp} + (1-m_{rp})\left(\frac{1-s}{1-s_n}\right)^{\alpha},$$

în care m_{rp} este momentul rezistent de pornire.

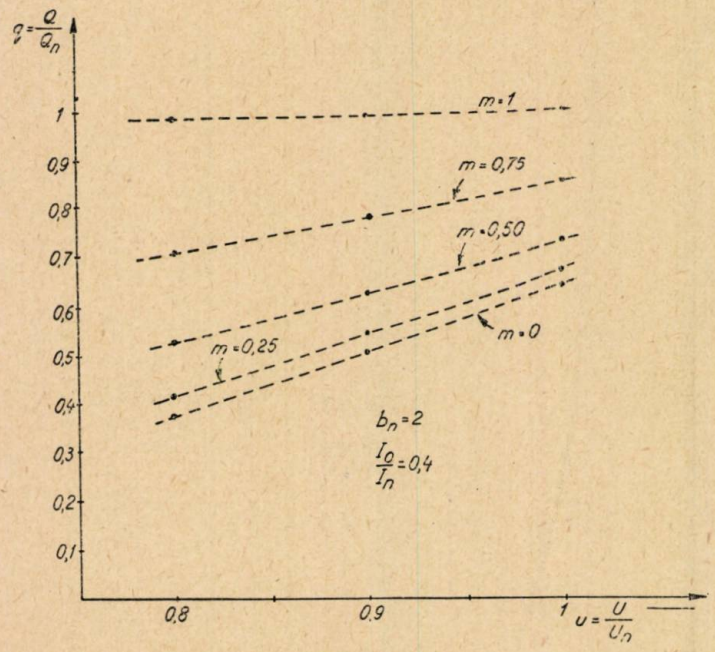


Fig. 6

Din egalitatea $m = m_r$ (vezi anexa) rezultă

$$m = m_{rp} + (1-m_{rp})\left[\frac{1 - s_n\dfrac{b_n + \sqrt{b_n^2-1}}{\dfrac{b_n u^2}{m} + \sqrt{\left(\dfrac{b_n u^2}{m}\right)^2 - 1}}}{1 - s_n}\right]^{\alpha}.$$

Rezolvarea acestei ecuaţii implicite permite trasarea caracteristicilor $m = f(u)$ dacă se dau anumite valori pentru constantele m_{rp}; s_n şi b_n. Pentru $m_{rp} = 0{,}15$, $s_n = 0{,}02$ şi $b_n = 2$ s-au obţinut curbele din figura 7, trasate pentru $\alpha = 1, 2, 4$.

Toate caracteristicile obţinute la punctele 1—6 pot fi corectate, în cazul unor mecanisme cu moment rezistent depinzînd de viteză, ţinînd seama de curbele din figura 7.

Pentru aceasta, este suficient să se ia pentru m valoarea din figura 7, corespunzătoare tensiunii de funcţionare, cînd se folosesc diagramele din figurile 1—6.

8. Diagramele date în lucrare permit o uşoară evaluare a variaţiei unor mărimi importante în studiul motorului asincron cu tensiunea la bornele sale.

Se constată că funcţionarea la tensiuni scăzute produce schimbări puţin importante ale vitezei de rotaţie. De exemplu, la încărcarea nominală ($m = 1$) alunecarea creşte de la $\frac{s}{s_n} = 1$ pentru tensiunea $u = 1$, la $\frac{s}{s_n} = 1{,}8$ pentru tensiunea $u = 0{,}8$. Viteza de rotaţie scade, admiţînd $s_n = 0{,}02$, de la 98% (faţă de viteza sincronă) la 96,4% deci cu $\approx 1{,}6\%$.

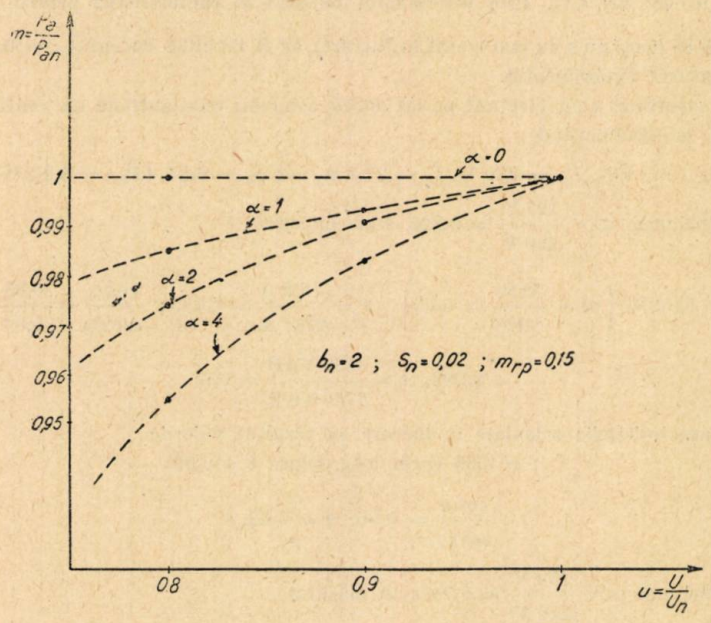


Fig. 7

Din caracteristicile uzurii relative se poate trage concluzia unei rapide distrugeri a motoarelor asincrone încărcate la plină sarcină la funcţionarea cu tensiuni scăzute. Un regim îndelungat la $m = 1$ şi $u = 0{,}8$, reduce durata de funcţionare a motorului asincron de 22 de ori, curentul absorbit fiind $i = 1{,}26$.

Curbele $m = f(u)$ şi $q = f(u)$, utile în studiul stabilităţii statice, pot fi considerate în mod aproximativ: putere electromagnetică constantă ($m = \text{const.}$) şi putere reactivă funcţie de tensiune după curbele din figura 6 (care corespund la $m = \text{const.}$).

9. Verificările experimentale efectuate au dat rezultate apropiate de cele obţinute prin calcul.

Astfel, un motor asincron cu rotorul în colivie de $P_{un} = 11$ kW, $U_n = 220$ V, $I_n = 39{,}6$ A, $\cos \varphi_n = 0{,}84$ ($P_{an} = 12{,}7$ kW), antrenînd un strung, a absorbit o putere $P_a = 5380$ W şi un curent $I = 21{,}25$ A la tensiunea $U = 195$ V.

Pe schema echivalentă utilizată în anexă, puterea absorbită raportată la puterea absorbită nominală este egală cu coeficientul de încărcare m; pentru $u = 0{,}89$ şi $m = 0{,}424$ rezultă experimental

$$i = 0{,}536\,; \quad \frac{\cos \varphi}{\cos \varphi_n} = \frac{0{,}75}{0{,}84} = 0{,}89,$$

$$q = \frac{Q}{Q_n} = \frac{4720}{8200} = 0{,}578.$$

Pe caracteristicile obținute prin calcul (pentru $\cos\varphi_n \cong 0{,}8$; $\frac{I_0}{I_n} = 0{,}4$) au rezultat

$$i = 0{,}553, \quad \frac{\cos\varphi}{\cos\varphi_n} = 0{,}88, \quad q = 0{,}58.$$

În realitate, motorul experimental are $\cos\varphi_n = 0{,}84$, ceea ce corespunde unui curent de funcționare în gol de 0,34. Prin interpolare, folosind și caracteristici pentru $\frac{I_0}{I_n} = 0{,}2 \rightarrow$ $\rightarrow \cos\varphi_n = 0{,}89$ (care nu s-au mai trasat în lucrare) ar fi rezultat curentul $i = 0{,}531$ față de $i = 0{,}536$ măsurat experimental.

Alte măsurători s-au efectuat pe un motor asincron care antrena un ventilator, datele nominale ale motorului fiind

$$P_{un} = 7 \text{ kW}, \; U_n = 220 \text{ V}, \; I_n = 27{,}8 \text{ A}, \; \cos\varphi_n = 0{,}84, \; (P_{an} = 8{,}9 \text{ kW}).$$

La tensiunea $u = \frac{197 \text{ V}}{220 \text{ V}} = 0{,}895$ s-au măsurat

$$P_a = 5150\text{W}, \left(m = \frac{5150}{8900} = 0{,}58\right), \quad i = \frac{18{,}2 \text{ A}}{27{,}8 \text{ A}} = 0{,}655 ; \quad \frac{\cos\varphi}{\text{cso}\,\varphi_n} = \frac{0{,}83}{0{,}84} =$$

$$= 0{,}988, \quad q = \frac{3450 \text{ VAR}}{5740 \text{ VAR}} = 0{,}6.$$

Din caracteristicile calculate în lucrare au rezultat valorile

$$i = 0{,}69 \text{ (prin interpolare } i = 0{,}66)$$

$$\frac{\cos\varphi}{\cos\varphi_n} = 0{,}96, \quad q = 0{,}62.$$

La tensiunea $\mu = \frac{174 \text{ V}}{220 \text{ V}} = 0{,}79$ s-au măsurat

$$m = \frac{6800 \text{ W}}{8900 \text{ W}} = 0{,}764, \; i = \frac{26 \text{ A}}{27{,}8\text{A}} = 0{,}935, \; \frac{\cos\varphi}{\cos\varphi_n} = \frac{0{,}868}{0{,}84} = 1{,}03,$$

$$q = \frac{3900 \text{ VAR}}{5740 \text{ VAR}} = 0{,}68.$$

Prin folosirea diagramelor s-au obținut

$$i = 0{,}95, \quad \frac{\cos\varphi}{\cos\varphi_n} = 1{,}02, \quad q = 0{,}7.$$

ANEXĂ

Pentru obținerea curbelor $\frac{s}{s_n}$, $\frac{I}{I_n}$ și $\frac{\cos\varphi}{\cos\varphi_n} = f(u)$ se utilizează schema echivalentă simplificată din figura 8 :

Prin rezolvare în raport cu s, din relația cunoscută [3]

$$m = \frac{2\, b_n\, u^2}{\frac{s_k}{s} + \frac{s}{s_k}} \qquad (1)$$

se obține

$$s = \frac{s_k}{\left[\frac{b_n u^2}{m} + \sqrt{\left(\frac{b_n u^2}{m}\right)^2 - 1}\right]} \tag{1'}$$

și

$$\frac{s}{s_n} = \frac{b_n + \sqrt{b_n^2 - 1}}{\left[\frac{b_n u^2}{m} + \sqrt{\left(\frac{b_n u^2}{m}\right)^2 - 1}\right]}, \tag{1''}$$

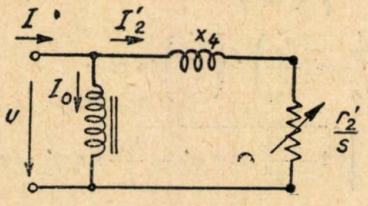


Fig. 8

unde $m = \frac{P_a}{P_{an}} = \frac{M_a}{M_{an}}$ = valoarea relativă a puterii transmisă rotorului (respectiv a momentului corespunzător),

s_k = alunecarea critică,

s_n = alunecarea nominală (determinată din (1') pentru $m = 1$ și $u = 1$).

Curentul relativ $i = \frac{I}{I_n}$ este dat de [2]

$$i = \frac{I}{I_n} = \sqrt{\left(\frac{I_0}{I_n} + \frac{I'_2}{I_n}\sin\varphi'\right)^2 + \left(\frac{I'_2}{I_n}\cos\varphi'\right)^2} \tag{2}$$

admițînd pierderile în fier nule. În (2) $\frac{I'_2}{I_n}$ este valoarea relativă a curentului rotoric raportat la stator iar φ' unghiul de defazaj între I'_2 și U. Știind că:

$$I'_2 \cong \frac{U}{s_k\sqrt{1 + \left(\frac{s_k}{s}\right)^2}},$$

folosind (1') se obține

$$\frac{I'_2}{I'_{2n}} = \sqrt{m\,\frac{b_n + \sqrt{b_n^2 - 1}}{\frac{b_n u^2}{m} + \sqrt{\left(\frac{b_n u^2}{m}\right)^2 - 1}}},$$

I'_{2n} fiind obținut pentru $u = 1$ și $m = 1$.

Unghiul de defazaj φ' rezultă din $\operatorname{tg}\varphi' \cong \frac{s}{s_k}$ sau

$$\operatorname{tg}\varphi' = \frac{1}{\frac{b_n u^2}{m} + \sqrt{\left(\frac{b_n u^2}{m}\right)^2 - 1}},$$

deci

$$\sin\varphi' = \frac{1}{\sqrt{\frac{2b_n u^2}{m}\left[\frac{b_n u^2}{m} + \sqrt{\left(\frac{b_n u^2}{m}\right)^2 - 1}\right]}} \quad \text{și} \quad \cos\varphi' = \sqrt{\frac{\frac{b_n u^2}{m} + \sqrt{\left(\frac{b_n u^2}{m}\right)^2 - 1}}{2\frac{b_n u^2}{m}}}.$$

Cunoscînd $\frac{I_2'}{I_{2n}'}$ se determină $\frac{I_2'}{I_n} = \left(\frac{I_2'}{I_{2n}'}\right) \cdot \left(\frac{I_{2n}'}{I_n}\right)$ în care

$$\frac{I_{2n}'}{I_n} = \sqrt{1 - \frac{I_{0n}^2}{I_n^2}\cos^2\varphi_n'} - \frac{I_{0n}}{I_n}\sin\varphi_n' = \text{const.}$$

La tensiunea nominală s-a admis $\frac{I_{0n}}{I_n} = 0{,}4$ (la celelalte tensiuni $\frac{I_0}{I_n}$ rezultînd dintr-o curbă tip de funcționare în gol [2].

Caracteristica $\frac{\cos\varphi}{\cos\varphi_n}$ se obține cu ajutorul relației

$$\frac{\cos\varphi}{\cos\varphi_n} = \frac{1}{\cos\varphi_n} \cdot \frac{\left(\frac{I_2'}{I_n}\cos\varphi'\right)}{\left(\frac{I}{I_n}\right)} \tag{3}$$

folosind termenii din (2); $\cos\varphi_n$ rezultă din $\cos\varphi_n = \frac{I_{2n}'}{I_n}\cos\varphi_n'$. Uzura motorului asincron este dată de relația [2]

$$\xi = \frac{1}{ct}\int_0^t e^{b\,\theta\,(t)}\,dt, \tag{4}$$

în care $\theta\,(t)$ este temperatura variabilă în timp, iar c și b coeficienți. Presupunînd o funcționare îndelungată cu tensiune la borne constantă, $\theta = \theta_0 + \tau = \text{const}$, deci $\xi = \frac{1}{c}\,e^{b[\theta_0+\tau]}$, în care încălzirea τ este dată de $\tau \cong \tau_n\left(\frac{I}{I_n}\right)^2$. Rezultă pentru uzura relativă expresia

$$\frac{\xi}{\xi_n} = \frac{e^{b\left[\theta_0 + \tau_n\left(\frac{I}{I_n}\right)^2\right]}}{e^{b[\theta_0+\tau_n]}} \tag{4'}$$

Pentru determinarea caracteristicilor $m = f(u)$ trebuie arătat în prealabil că în regim staționar există egalitatea $m = m_r$, în care m este momentul electromagnetic relativ iar m_r este momentul rezistent relativ.

Într-adevăr, puterea utilă a motorului, este

$$P = \frac{1-s}{s} r_2' I_2'^2,$$

deci momentul corespunzător

$$M = \frac{1-s}{s} r_2' I_2'^2 \frac{1}{\Omega}.$$

Înlocuind pe Ω cu $\Omega_0 (1-s)$ se obține

$$M = \frac{r_2'}{s} I_2'^2 \frac{1}{\Omega_0} = M_a, \text{ adică } m = \frac{M}{M_n} = \frac{M_a}{M_{an}}.$$

Neglijînd pierderile mecanice $m = m_r$ sau

$$m = \frac{2 b_n u^2}{\frac{s}{s_k} + \frac{s_k}{s}} = m_r = m_{rp} + (1 - m_{rp}) \left(\frac{1-s}{1-s_n} \right)^{\alpha}$$

și eliminînd pe s se obține în definitiv

$$m = m_{rp} + (1 - m_{rp}) \left[\frac{1 - s_n \dfrac{b_n + \sqrt{b_n^2 - 1}}{\left[\dfrac{b_n u^2}{m} + \sqrt{\left(\dfrac{b_n u^2}{m} \right)^2 - 1} \right]}}{1 - s_n} \right]^{\alpha}. \quad (5)$$

BIBLIOGRAFIE

1. P. S. Jdanov., *Stabilitatea sistemelor electrice*. Ed. energetică de stat, București, 1952.
2. И. А. Сыромятников, *Режимы работы асинхронных электродвигателей*. Госэнергоиздат, Москва—Ленинград, 1959.
3. L. M. Piotrovschi, *Mașini electrice*, Ed. energetică de stat, București, 1953.

ACADEMICIAN CONSTANTIN I. BUDEANU

În ziua de 27 februarie 1959 a încetat din viaţă academicianul Constantin I. Budeanu.

S-a născut la 16 februarie 1886 în oraşul Buzău, din părinţi : tatăl mic funcţionar, mama casnică. După ce a absolvit în anul 1903 la Galaţi liceul, a intrat în toamna aceluiaşi an, prin concurs, la Şcoala naţională de poduri şi şosele, pe care a absolvit-o în mod strălucit în anul 1908. În acelaşi an obţine, în urma concursului ţinut la Academia Romînă, bursa „Adamache" de 2 ani pentru specialitatea electrotehnică şi pleacă la Paris, unde urmează cursurile Şcoalei superioare de electricitate, pe care o absolvă în anul 1909, obţinînd diploma de inginer electrician. După un stagiu de 1 an în diferite întreprinderi de electricitate din Franţa şi Germania, se întoarce în ţară în anul 1910, începîndu-şi activitatea ca inginer şef de secţie la atelierele Griviţa C.F.R.

Activitatea lui Constantin Budeanu, ca inginer, profesor și om de știință, îmbrățișează aproape o jumătate de veac. Ca inginer electrician a ocupat diferite posturi fie la stat, fie în cadrul unor întreprinderi de electricitate.

Dar aspectul principal al activității lui Constantin Budeanu este acela de profesor și om de știință. Cariera didactică și-a început-o în 1916 ca asistent la cursul de electricitate și electrotehnică al vechii Școli naționale de poduri și șosele. La înființarea Școalei politehnice a fost numit, în 1920, conferențiar, iar în 1926, prin concurs, profesor titular. A predat, pînă în 1948, cursul de măsuri electrice și tracțiune, apoi cursul de electricitate și măsuri electrice, iar din 1948 cursul de bazele electrotehnicii la facultatea de energetică.

Ca profesor s-a distins prin calitățile deosebite ale cursurilor ținute și prin modul cum știa să antreneze pe studenți în asimilarea cursului și aplicațiilor sale.

A scos mai multe ediții litografiate ale cursurilor pe care le-a predat la Școala politehnică și Institutul politehnic iar acum, în ultimul timp, începuse a publica cursul de bazele electrotehnicii pe care îl preda la Institutul politehnic din București. De asemenea, a mai publicat recent o foarte apreciată culegere de probleme de electrotehnică.

Activitatea academicianului Budeanu ca om de știință este deosebit de vastă și de valoroasă.

Problema dominantă în activitatea științifică a profesorului Budeanu a constituit-o problema fenomenelor reactive și deformante în electrotehnică. Începînd încă din anul 1927, cînd a publicat în limba franceză tratatul său, *Puissances réactives et fictives*, contribuția profesorului Budeanu în acest domeniu este unanim recunoscută în toată lumea.

Cînd organul internațional care este Congresul marilor rețele electrice din Paris a înscris această problemă în preocupările sale, conducerea secției respective a fost încredințată profesorului Budeanu, care a deținut-o pînă la moartea sa. Propuneri și definiții date de prof. Constantin Budeanu, ca definiția unității de putere reactivă (varul) sau noțiunea și definiția de putere deformantă, au fost adoptate de forurile internaționale intrînd în domeniul clasic al electrotehnicii.

Un alt domeniu al activității profesorului C. Budeanu a fost metrologia. Publicațiile sale în problema unităților de măsură în electricitate și magnetism au contribuit la netezirea asperităților în acest domeniu și la adoptarea sistemului practic general de unități MKSA, introdus și la noi în țară.

După instaurarea regimului nostru de democrație populară, creîndu-se condițiile necesare cercetărilor științifice, despre care nu putea fi vorba în trecut, volumul activității științifice a academicianului Budeanu a luat o deosebită amploare. În ultimii 10 ani a publicat în revistele Academiei R.P.R. și în alte reviste din țară și străinătate un mare număr de lucrări atît în domeniul fenomenelor reactive și deformante, unele din ele cu interesante aplicații în practică, cît și în domeniul metrologiei.

Interesantă și utilă este monografia publicată în 1956 în Editura Academiei R.P.R., *Sistemul practic general de mărimi și unități.*

Ca sol al științei românești în străinătate, academicianul Budeanu a reprezentat cu cinste Academia R.P.R. la diversele manifestații la care a luat parte precum și la congresele CIGRÉ din Paris, unde era vicepreședinte permanent al Biroului Congresului, și acum în urmă la Varșovia și la Budapesta.

Academicianul Constantin Budeanu a depus, de asemenea, o muncă susținută și plină de roade pe tărîmul formării de noi cadre științifice și tehnice de cercetare, atît în calitate de profesor la Institutul politehnic, cît și de membru al Academiei R.P.R.

Astfel, în afară de studiile sale personale în problemele ce-l preocupau, el a avut o valoroasă activitate științifică în Institutul de energetică, unde conducea mai multe colective de tineri cercetători, cărora a știut să le insufle dragostea pentru știință, pentru știința adevărată pusă în slujba poporului, dînd el singur exemplul unei munci dezinteresate fără preocupări materiale.

Dar afară de calitățile omului de știință, se cuvine să cinstim ca un exemplu pentru tinerele cadre pe care le-a crescut, frumoasele calități sufletești ale profesorului și academicianului Budeanu.

O mare bunătate, care se ascundea uneori sub masca unei maliţiozități, dar a unei maliţiozități indulgente, o neobișnuită vioiciune de spirit, o atitudine corectă și în același timp sinceră în raporturile cu colegii și cu subalternii, o conștiinciozitate impecabilă, pe care printr-o derogare de la regula generală, și-o aplica mai mult sieși decît altora.

Prin moartea academicianului Constantin Budeanu, știința electricității și învățămîntul tehnic superior pierd pe unul din cei mai străluciți reprezentați ai lor, iar Academia R.P.R. pierde pe unul din cei mai de seamă membri ai ei.

BIBLIOGRAFIA LUCRĂRILOR ȘTIINȚIFICE*)

ALE

Academicianului C. BUDEANU

I. *Comunicările Academiei R.P.R.*

1. Manifestări reactive în fenomene radiante — 1957, tom. VII, nr. 2.
2. Funcționarea motorului asincron cu rotorul în colivie în regim deformant de tensiune — 1958, tom. VIII, nr. 10 (cu colaboratori).

II. *Publicații în revista: Studii și cercetări de energetică.*

3. Asupra formei de undă a mașinilor electrice — 1952, tom. II.
4. Aspectul general fizic al fenomenelor reactive electrice și electromecanice — 1954, tom. IV.
5. Identificarea fenomenelor deformante în întreprinderile industriale de electricitate — 1957, tom. VII, nr. 1 (cu I. S. Antoniu).
6. Metodele de calcul în regim de curenți nesinusoidali — 1955, tom. V.
7. Asupra funcționării supapelor electronice — 1956, tom. VI, nr. 1—2.

*) Această bibliografie nu este completă.

III. *Publicații în revista: Revue d'electrotechnique et d'énérgetique.*

8. Sur les manifestations déformantes des machines et des appareils électriques — 1956, tom. 1, nr. 2.
9. Identification des phénomènes déformants dans les entreprises industrielles d'électricité — 1957, tom. 2, nr. 1 (cu I.S. Antoniu).
10. Le fonctionnement du moteur d'induction à cage d'écureuil dans un régime déformant de tension — 1958, tom. III, nr. 2 (cu colaboratori).

IV. *Publicații apărute în Editura Academiei.*

11. Sistemul practic general de mărimi și unități — 1956.

V. *Premiul Academiei Romîne.*

12. Puissances réactives et fictives.
(Publicația nr. 2, Institutul romîn de energie, 1927).

VI. *Comunicări și Memorii la Academia Romînă.*

13. Quelques confirmations expérimentales de la théorie des phénomènes déformants (1939).
14. Metrologia în serviciul științei (1939).
15. Sur l'encadrement mathématique des phénomènes électriques par rapport à la structure granulaire de l'électricité (1940).
16. Sur l'induction d'un élément de conducteur (1943).
17. Problema electrificării în Romînia (1943).
18. Systèmes électromagnétiques symétriques et le système Kalantarov (1945).
19. Perspective energetice de viitor (1946).

VII. *Comunicări la Institutul de studii romîno-sovietic al Academiei R.P.R.*

20. Problema generală a sistemelor de unități în fizică și contribuția prof. P. Kalantarov (Analele romîno-sovietice, nr. 9).
21. Metode sovietice ale compensării energiei reactive în sistemele energetice (conferință ținută la 21 noiembrie 1952).

VIII. *Comunicări la Academia de științe, București.*

22. Asupra fenomenului de inerție (seria III, nr. 20, pag. 47).

IX. *Publicații în Buletinul școalei politehnice, București.*

23. Quelques considérations sur le rôle physique des puissances instantanées dans un système de production et de distribution d'énergie électrique (An. I, nr. 1).
24. Sur les propriétés des grandeurs „Energie et Puissance spécifiques" et leurs applications en traction électrique (1933—1934, nr. 2—3, Fasc. 11—12).
25. Les harmoniques de tension et de courant sont-ils une réalité physique ? (1935—1936), nr. 1—2—3).
26. Quelques considérations sur les espaces supérieurs (1936—1937, nr. 1—2—3).
27. Sur la signification et les applications des lois Kirchhoff (1941).
28. Au sujet de la connexion entre les phénomènes électriques et magnétiques (1942).
29. L'étude des phénomènes réactifs et déformants (1948).
30. Aplicații în practică de suprapunere a fenomenelor reactive și deformante (1956 — fasc. 3—4).

X. *Revista Universității „C. I. Parhon"*

31. Asupra compensării și localizării fenomenelor deformante în o rețea electrică (1952).

XI. *Publicații la Institutul romîn de energie (I.R.E.) și Comitetul electrotehnic romîn (C.E.R.).*

32. Les différentes opinions et conceptions concernant la notion de puissance réactive en régime quelconque (1929).
33. La question des grandeurs et unités électriques et magnétiques (C.E.R., 1931).
34. Problema electrificării pe liniile C.F.R. în cadrul problemelor economiei naționale (I.R.E., 1933).
35. La question des grandeurs et unités électromagnétiques (Prima notă, C.E.R., 1934).
36. La question des grandeurs et unités électromagnétiques (A doua notă, C.E.R., 1935).
37. Problema electrificării căilor ferate în Romînia (în colaborare cu prof. ing. I. S. Gheorghiu, I.R.E., 1937).
38. Sur les grandeurs et unités électromagnétiques (A treia notă, 1938).
39. Studiul problemei fenomenelor reactive și deformante. Contribuția la evoluția ei (I.R.E., 1939).

XII. *Publicații în revista: ELECTRICITATEA.*

40. Asupra fenomenului de propagare de-a lungul liniilor electrice (nr. 3 din 1950).
41. Asupra problemei măsurilor de puteri și energii electrice în regim deformant (în colaborare cu dr. ing. I. S. Antoniu, nr. 1 din 1951).
42. Aspecte tehnice ale fenomenelor reactive și deformante (nr. 2 și 3 din 1951).
43. Asupra rezistenței undelor electro-magnetice în spațiul vid (nr. 3 din 1951).

XIII. *Publicații în revista: ELECTROTEHNICA.*

44. Condensatoare industriale pentru compensarea factorului de putere (1953, nr. 6).
45. Aplicarea teoriei fenomenelor deformante la aparate din categoria redresorului, (1958, nr. 6).

XIV. *Publicații în revista: ENERGETICA.*

46. Considerațiuni generale științifice asupra problemei factorului de putere în instalațiile electrice (1953, nr. 8—9).

XV. *Publicații în Buletinele: Societatea Politehnică (B.S.P.) și A.G.I.R.*

47. Reostatele lichide pentru încercarea generatorilor electrici (1912).
48. Luminatul cu electricitate a vagoanelor C.F.R. (1914).
49. Contribuțiuni la problema electrificării căilor ferate în Romînia (Congres A.G.I.R., 1921).
50. Centralizarea producției și distribuirii energiei electrice (Congres A.G.I.R., 1922).
51. Asupra iluminatului electric al vagoanelor de cale ferată (A.G.I.R., 1922).
52. Tracțiunea electrică și diverse sisteme speciale de tracțiune (B.S.P., 1930).
53. Politica energiei (Congres A.G.I.R., 1945).

XVI. *Comunicări la Academia de științe din Paris.*

54. Sur le fonctionnement d'un appareil déformant (1934).
55. Sur le transfert des phénomènes déformants (1936).
56. Sur la probabilité des mouvements électroniques de conduction (1947).
57. Sur la présence et la conservation de la puissance réactive dans un phénomène radiant (1957).

XVII. *Comunicări și Rapoarte la Sesiunile Conferinței internaționale a Marilor Rețele Electrice.*

58. Problème de la présence des puissances reactives dans les installations de production et distribution d'énergie électrique (Sesiunea 1929).
59. Rapport du comité d'études pour l'amélioration du facteur de puissance (Sesiunea 1931).
60. Rapport général du comité pour l'amélioration du facteur de puissance (Sesiunea 1933),
61. Sur les phénomènes déformants dans une installation à haute tension (Sesiunea 1935).
62. Sur la manifestation des phénomènes déformants dans une installation à haute tension (Sesiunea 1937).
63. Sur le problème des phénomènes réactifs et déformants (Sesiunea 1946).
64. L'étude des phénomènes déformants dans une installation industrielle de distribution (în colaborare cu dr. ing. I. S. Antoniu — Sesiunea 1948).
65. Rapport du comité d'études des phénomènes réactifs et déformants (Sesiunea 1948).
66. Rapport sur le comité d'études des phénomènes réactifs et déformants (Sesiunea 1958).

XVIII. *Raport la sesiunea Uniunii internaționale a producătorilor și distribuitorilor de energie electrică.*

67. État actuel du problème du facteur de puissance dans la pratique des exploitations électriques (Sesiunea 1934).

XIX. *Congresul Internațional de Electricitate 1932.*

68. Intervenție în discuția asupra distincției între cîmpurile magnetice (Dare de seamă, vol. II, pag. 767—769).

XX. *Publicații în reviste diverse.*

69. Sur la représentation vectorielle des puissances (B.S.F.E., 1937).
70. Sur les unités électriques et leur rationalisation (B.S.F.E., 1937).
71. Sur la structure des systèmes d'unités et la définition des grandeurs en électrotechnique (R.G.E., 1932).
72. Sur la corrélation entre la présentation des phénomènes électromagnétiques et le problème des grandeurs et unités. R.G.E. (aprilie 1958).
73. À propos de la définition de la puissance réactive en grandeur et en signe (R.G.E., 1936).
74. Quelques confirmations expérimentales de la théorie des phénomènes déformants (R.G.E., 1940).
75. Sulle grandezze non attive in regime non sinoidale (Elettrotechnica, 1933).
76. Definitions of power and related quantities (Discussion, Electrical Engineering, 1936).
77. Kapazitäten und Induktivitäten, als verzerrende Elemente (Archiv für Elektrotechnik, 1938).
78. Sur la rationalisation des unités et des formules électromagnetiques (B.S.F.E., 1947).
79. Norme pentru Unități, Mărimi, Simboluri (Buletin de Normalizare A.G.I.R., nr. 4 din 1948).

80. Norme generale pentru mărimile, unităţile şi formulele fizice (Editura Institutului politehnic Iaşi, 1949).
81. Adoptarea sistemului practic general de Unităţi M.K.S. (Buletinul de Standardizare nr. 11 din 1949).

XXI. *Manualul Inginerului Electrician.*

82. Capitolele: Mărimi, Unităţi şi Electricitate (redactare şi coordonare ca responsabil al unui colectiv de lucru).

XXII. *Publicaţii didactice.*

83. *Curs de măsuri electrice.*
(un volum poligrafiat de 336 pag., ed. 1924).
84. *Curs de măsuri electrice.*
(un volum poligrafiat de 487 pag., ed. 1928).
85. *Curs de tracţiune electrică.*
(un volum poligrafiat de 216 pag., ed. 1930).
86. *Curs de măsuri electrice* (două volume poligrafiate, ediţia 1946, volumul I 303 pag., volumul II 316 pag.).
87. O colecţie de probleme de electricitate în două ediţii (1943 şi 1945, epuizată).
88. Un extras al cursului de electricitate (1945, epuizat).
89. *Curs de electricitate şi electrotehnică.* Partea I-a.
ediţia 1950. Un volum poligrafiat de 183 pag., epuizat.
90. Probleme de electricitate şi electrotehnică (în cadrul cursului de electricitate şi electrotehnică. Două volume: Vol. I — Editura tehnică, 1958; Vol. II — sub tipar (cu colaboratori).
91. Bazele electrotehnicii, vol. 1. Editura M.I.C., 1957.

ÎNTREPRINDEREA POLIGRAFICĂ Nr. 2, str. Brezoianu nr. 23–25 – Bucureşti, c. 2636

F 923

ACADEMIA REPUBLICII POPULARE ROMÎNE
INSTITUTUL DE ENERGETICĂ

REFERALVA

STUDII ŞI CERCETĂRI DE ENERGETICĂ

R

3

ANUL IX

1959

EDITURA ACADEMIEI REPUBLICII POPULARE ROMÎNE

F 923

ACADEMIA REPUBLICII POPULARE ROMÎNE
INSTITUTUL DE ENERGETICĂ

STUDII ŞI CERCETĂRI DE ENERGETICĂ

3

ANUL IX

1959

EDITURA ACADEMIEI REPUBLICII POPULARE ROMÎNE

COMITETUL DE REDACȚIE

R. RĂDULEȚ, membru corespondent al Academiei R.P.R. — *redactor responsabil*; M. BERCOVICI, membru corespondent al Academiei R.P.R.; M. MARINESCU, membru corespondent al Academiei R.P.R.; C. DINCULESCU, membru corespondent al Academiei R.P.R.; A. AVRAMESCU, membru corespondent al Academiei R.P.R.; C. APETREI; G. BĂRĂNESCU; I. BLUM; T. IONESCU; E. ARIE.

STUDII ȘI CERCETĂRI DE ENERGETICĂ

APARE DE PATRU ORI PE AN

Redacția: BUCUREȘTI, Șos. Vitan nr. 236

ACADEMIA REPUBLICII POPULARE ROMÎNE
INSTITUTUL DE ENERGETICĂ

STUDII ŞI CERCETĂRI DE ENERGETICĂ

Tomul IX, nr. 3 1959

SUMAR

Pag.

Dezvoltarea energetică a ţării noastre după 23 August 1944 365

TERMOENERGETICĂ ŞI TERMOTEHNICĂ

G. BĂRĂNESCU, Evaluarea unor mărimi termodinamice în raport cu origini alese convenţional 369
D. GRECOV, Studiu asupra determinării presiunii optime de supraîncălzire intermediară a aburului în centrale electrice de termificare de mare putere (CET) 383
C. HAIDUC, Conţinutul total de săruri admis în apa de alimentare pentru diferite tipuri de cazane Vuia 403

ELECTROENERGETICĂ ŞI ELECTROTEHNICĂ

R. RĂDULEŢ şi AL. TIMOTIN, Raţionalizarea în electromagnetism şi interpretările ei 417
M. MARINESCU, Rezonanţa dinamică în circuite electrice cu inductanţă variabilă şi condensator 455
GLEB DRĂGAN, Determinarea supratensiunii în cazul căderii trăsnetului pe vîrful stîlpului unei linii electrice aeriene prevăzute cu conductor de protecţie 471
F. MANEA, Regimuri electromagnetice tranzitorii simetrice la funcţionarea în asincron a maşinii sincrone 481
AL. ITOAFĂ, Comparaţie între metoda „analizei grafice" şi metodele clasice cunoscute în problemele de stabilitate statică 503

NOTE

I. CARABOGDAN, Măcinabilitatea unor cărbuni din R.P.R. Echivalenţa coeficienţilor de măcinabilitate determinaţi prin metodele morii ventilator şi cei determinaţi prin metodele internaţionale 529

DIN ACTIVITATEA INSTITUTULUI DE ENERGETICĂ

Sesiunea de comunicări a Institutului de energetică al Academiei R.P.R. din 17—18 aprilie 1959 533

RECENZII 537

EDITURA ACADEMIEI REPUBLICII POPULARE ROMÎNE

ACADÉMIE DE LA RÉPUBLIQUE POPULAIRE ROUMAINE
INSTITUT D'ÉNERGÉTIQUE

ÉTUDES ET RECHERCHES D'ÉNERGÉTIQUE

Tome IX, n° 3 1959

SOMMAIRE

Page

L'essor de l'Energétique roumaine après le 23 Août 1944 365

THERMOÉNERGÉTIQUE ET THERMOTECHNIQUE

G. BĂRĂNESCU, Evaluation de quelques grandeurs thermodynamiques par rapport à des origines conventionnellement choisies 369
D. GRECOV, Etude sur la détermination de la pression optimum de resurchauffe de la vapeur dans les centrales électriques de thermification à grande puissance 383
C. HAIDUC, La teneur totale en sels admise pour l'eau d'alimentation des divers types de chaudières Vuia 403

ÉLECTROÉNERGÉTIQUE ET ÉLECTROTECHNIQUE

R. RĂDULEŢ et AL. TIMOTIN, La rationalisation en électromagnétisme et ses interprétations 417
M. MARINESCU, La résonance dynamique dans les circuits électriques à inductance variable et à condensateur 455
GLEB DRĂGAN, Détermination de la surtension lorsque la foudre frappe le sommet du pylône d'une ligne électrique aérienne pourvue de conducteur de protection 471
F. MANEA, Régimes électromagnétiques transitoires symétriques lors du fonctionnement asynchrone de la machine synchrone 481
AL. ITOAFĂ, Comparaison entre la méthode de l'«analyse graphique» et les méthodes classiques appliquées aux problèmes de stabilité statique . . 503

NOTES

I. CARABOGDAN, L'aptitude au broyage de certains charbons de la République Populaire Roumaine. Equivalence des coefficient de broyage déterminés par les méthodes du moulin ventilateur et des mêmes, déterminés par les méthodes internationales 529

DE L'ACTIVITÉ DE L'INSTITUT D'ÉNERGÉTIQUE

La Session de communications de l'Institut d'Energétique de l'Académie de la R.P.R. des 17—18 avril 1959 533

COMPTES RENDUS 537

ÉDITIONS DE L'ACADÉMIE DE LA RÉPUBLIQUE POPULAIRE ROUMAINE

АКАДЕМИЯ РУМЫНСКОЙ НАРОДНОЙ РЕСПУБЛИКИ
ИНСТИТУТ ЭНЕРГЕТИКИ

ТРУДЫ И ИССЛЕДОВАНИЯ ПО ЭНЕРГЕТИКЕ

Том IX, № 3 1959

СОДЕРЖАНИЕ

Стр.

Развитие энергетики в Румынской Народной Республике после 23 августа 1944 365

ТЕПЛОЭНЕРГЕТИКА И ТЕПЛОТЕХНИКА

Г. БЭРЭНЕСКУ, Определение некоторых термодинамических величин в зависимости от условно выбранного начала координат 369

Д. ГРЕКОВ, Исследование определения оптимального давления промежуточного перегрева пара на мощных теплоэлектроцентралях (ТЭЦ) 383

К. ХАЙДУК, Общее допустимое солесодержание воды для различных типов котлов „Вуя" 403

ЭЛЕКТРОТЕХНИКА И ЭЛЕКТРОЭНЕРГЕТИКА

Р. РЭДУЛЕЦ, А. ТИМОТИН, Рационализация в электромагнетизме и ее интерпретация 417

М. МАРИНЕСКУ, Динамический резонанс в электрических цепях с переменной индуктивностью и конденсатором 455

ТЛЕБ. ДРЭГАН, Определение перенапряжения в случае удара молнией верхушки опоры воздушной линии электропередачи, снабженной тросом 471

Ф. МАНЯ, Симметричные переходные электромагнитные режимы при работе синхронной машины в асинхронном режиме 481

А. ИТОАФЭ, Сравнение метода „графического анализа" с классическими методами, известными по задачам статической устойчивости 503

ЗАМЕТКИ

И. КАРАБОГДАН, Размолоспособность некоторых углей Румынской Народной Республики. Эквивалентность коэффициентов размолоспособности румынских углей, определяемых по методам мелющего вентилятора и по международным методам 529

В ИНСТИТУТЕ ЭНЕРГЕТИКИ

Научная сессия Института энергетики Академии РНР от 17—18 апреля 1959 533

РЕЦЕНЗИИ 537

ИЗДАТЕЛЬСТВО АКАДЕМИИ РУМЫНСКОЙ НАРОДНОЙ РЕСПУБЛИКИ

DEZVOLTAREA ENERGETICĂ A ŢĂRII NOASTRE DUPĂ 23 AUGUST 1944

Anul acesta, la 23 August, se împlinesc 15 ani de cînd forţele populare conduse de Partidul Comunist din Romînia au înfăptuit insurecţia armată, în condiţiile create de loviturile nimicitoare date hoardelor fasciste de către armata sovietică.

În 15 ani de viaţă nouă, poporul romîn a devenit stăpîn pe soarta sa, a obţinut mari realizări în construirea socialismului, realizări care au schimbat fundamental structura economică şi politică a ţării. Astfel, în prezent producţia industrială este de peste 4 ori mai mare decît cea din 1938, înregistrîndu-se în ultimii 10 ani un ritm mediu anual de creştere a producţiei industriale de peste 16%. Industria constructoare de maşini şi utilaje, ca principală pîrghie în dezvoltarea tuturor celorlalte ramuri industriale, a transporturilor, a agriculturii şi a construcţiilor, a marcat o creştere şi mai pronunţată; în prezent această ramură produce de peste 8 ori mai mult decît în 1938 şi de aproape 10 ori mai mult decît în 1948, ilustrînd o dată mai mult justeţea învăţăturii leniniste despre dezvoltarea cu precădere a industriei mijloacelor de producţie.

Paralel, au fost mult dezvoltate industria extractivă, industria metalurgiei neferoase, industria chimică, industria lemnului etc. S-au produs profunde transformări şi în agricultură, ţărănimea muncitoare mergînd cu încredere pe drumul arătat de partid, spre marea producţie agricolă socialistă. În prezent sectorul socialist din agricultură cuprinde peste 67% din suprafaţa arabilă a ţării şi peste 68% din numărul total de familii ţărăneşti.

Ritmul rapid de dezvoltare a industriei noastre energetice în anii puterii populare poate fi ilustrat prin faptul că în perioada 1950—1959 producţia de energie primară a crescut de la 15,3 milioane tone combustibil convenţional, la 33 milioane, iar cea de energie electrică de la 2,1 miliarde kWh, la circa 6,8 miliarde kWh. Totodată consumul de energie primară pe cap de locuitor a crescut de la 0,94 tone combustibil convenţional în 1938 la 1,8 tone combustibil convenţional în 1959, iar consumul de energie electrică de la 130 la 370 kWh pe cap de locuitor. Creşterea producţiei

de combustibili solizi s-a făcut în special prin lărgirea exploatării ligniților. În același timp a crescut simțitor și producția de gaze naturale și de petrol, ponderea acestora în consumul total de energie primară crescînd de la 72% cît era în anul 1950, la 82% în 1959. Din aceste date reiese clar că țara noastră, deși dispunea de însemnate resurse energetice, în timpul regimurilor burghezo-moșierești industria energetică a cunoscut nu numai o dezvoltare foarte slabă din punctul de vedere energetic dar și o exploatare irațională a resurselor, centrul de greutate căzînd pe consumul aproape exclusiv al combustibililor lichizi și al lemnelor de foc.

Încă de la Conferința Națională a P.C.R. din 1945, partidul a înscris printre obiectivele sale de perspectivă electrificarea țării, concomitent cu cercetarea științifică și valorificarea bogățiilor sale energetice naturale. La Plenara C.C. din octombrie 1950, tov. Gh. Gheorghiu-Dej a prezentat planul de electrificare pentru 10 ani — 1951—1960 — care a marcat o etapă hotărîtoare în dezvoltarea bazei noastre energetice. La Congresul al II-lea al P.M.R., cu ocazia prezentării și discutării Directivelor de dezvoltare a economiei naționale pe perioada 1956—1960, și la Plenara C.C. al P.M.R. din 26—28 noiembrie 1958, problemele de energetică au fost de asemenea larg dezbătute, trasîndu-se noi sarcini pentru dezvoltarea continuă a industriei energetice și folosirea ei rațională.

Atenția acordată problemei energiei de către Partid și Guvern este oglindită și de înființarea Institutului de energetică al Academiei R.P.R., a Institutului departamental de studii și proiectări energetice și a Institutului departamental de cercetări electrotehnice.

Colaborarea și ajutorarea frățească cu țările lagărului socialist și, în primul rînd, ajutorul tehnic multilateral, acordat țării noastre de către U.R.S.S., au avut un rol hotărîtor în creșterea nivelului producției de energie, atît din punct de vedere tehnic, cît și din punct de vedere economic. Astfel, principalele prevederi ale planului de electrificare a țării vor fi realizate și depășite chiar : consumul de energie electrică prevăzut pentru anul 1960 se realizează cu un an mai devreme cu o putere instalată de numai aproximativ 75% din puterea prevăzută, deci cu investiții totale sensibil mai mici și cu o durată de utilizare a puterii instalate cu circa 50% mai mare decît cea prevăzută. Prețul de cost al energiei electrice este mult mai mic. Au intrat în funcțiune noi centrale, ca de exemplu : termocentralele „Gh. Gheorghiu-Dej" de la Doicești, „Steaua-Roșie" de la Sîngeorgiu de Pădure, cele de la Paroșeni, Borzești, Ovidiu II, Comănești etc. Construcția marii centrale hidro-electrice „V. I. Lenin" de la Bicaz se apropie de sfîrșit și va intra în funcțiune în a doua jumătate a anului 1960.

S-au construit numeroase linii de transport de înaltă și medie tensiune și s-au interconectat centralele pe scară largă în vederea creării sistemului electroenergetic unic, care va fi practic realizat pînă la sfîrșitul anului viitor. De asemenea, numărul satelor care se electrifică cu sprijinul maselor largi ale populației rurale este în continuă creștere și se poate prevedea încă de pe acum că la sfîrșitul cincinalului viitor numărul satelor neelectrificate va fi foarte mic.

Obținerea acestor realizări deosebit de importante nu erau posibile fără sprijinul multilateral acordat de U.R.S.S. în privința proiectării de

agregate şi uzine, livrări de utilaj, printre care şi a unui reactor atomic de cercetare şi a unui accelerator de particule grele. Toate acestea permit ţării noastre să se alinieze ţărilor cu tehnica cea mai înaintată, să cîştige experienţa necesară în vederea dezvoltării economiei naţionale, să grăbească ridicarea nivelului de trai material şi cultural, să introducă tehnica cea mai avansată.

Tot în aceşti ani a luat fiinţă o nouă industrie electrotehnică. Astăzi se fabrică în ţară agregate, transformatoare pentru tensiuni înalte şi puteri mari, aparate pentru reţele de înaltă tensiune, motoare electrice de o gamă foarte largă, cu care se pot acoperi în cea mai mare parte necesităţile industriei noastre, aparate telefonice, centrale telefonice, aparate de radio, aparate de uz casnic şi numeroase materiale pentru instalaţii de joasă şi înaltă tensiune.

Dezvoltarea economiei naţionale într-un ritm susţinut în viitorii 10—15 ani va determina o creştere corespunzătoare a producţiei şi consumului de energie. Rezultă de aici că o mare atenţie va trebui acordată perfecţionării tuturor mijloacelor pentru producţia şi transportul cantităţilor mult sporite de combustibil şi de energie electrică la preţuri de cost cît mai mici, iar prin măsuri de raţionalizare a consumului, să se elimine risipa de energie, să se utilizeze procese tehnologice cu mici consumuri specifice de energie şi să se ridice eficienţa economică a instalaţiilor electroenergetice.

În cei 10 ani de existenţă, Institutul de energetică al Academiei R.P.R., după o perioadă iniţială de formare a cadrelor şi de orientare generală, a studiat probleme care se leagă în tot mai mare măsură de sarcinile mari ale economiei energetice a ţării. Amintim preocupările institutului în descoperirea şi valorificarea rezervelor energetice interne în aproape toate ramurile economiei naţionale (la fabricarea carburii de calciu, a hîrtiei şi a celulozei, la elaborarea oţelului Martin şi a celui electric, consumul specific de aer comprimat în minele de cărbuni etc.), studiile efectuate în legătură cu arderea ligniţilor din ţară, gazeificarea, cocsificarea şi brichetarea lor, crearea unor prototipuri de aparate energetice noi (cazanul „Vuia“ modificat), precum şi studiile efectuate asupra proceselor de ardere în motoare cu combustie internă care au scos la iveală importante posibilităţi de economisire a carburanţilor.

În legătură cu opera de electrificare a ţării şi crearea reţelei unice naţionale, menţionăm studiile referitoare la stabilitatea statică şi dinamică a sistemelor electroenergetice, la supratensiunile de origină internă, crearea unei hărţi keraunice a ţării, la realizarea unei maşini electronice analogice de calcul şi la modelizarea dinamică a reţelelor electrice.

Totodată s-au elaborat numeroase studii hidrologice, scheme de amenajare hidroenergetică sau complexă a diferitelor rîuri, s-au efectuat studii legate de proiectarea unor uzine hidroelectrice printre care se numără centrala hidroelectrică „V. I. Lenin“ de pe Bistriţa cu o putere de 210 MW şi a cărei construcţie a intrat în faza finală.

Legarea tot mai strînsă a planului de cercetări al institutului de direcţiile mari ale dezvoltării energetice a ţării noastre, este una din sarcinile de seamă ale cercetătorilor şi care impune folosirea întregii experienţe

acumulate pînă acum. În acest sens institutul va da ajutor la fundamentarea ştiinţifică a planului de electrificare şi a politicii energetice a ţării, va căuta soluţii noi de utilizare a energiei, punînd accentul pe repartiţia raţională a producţiei şi a consumului de energie, va crea o rezervă ştiinţifică privind perspectivele mai depărtate ale dezvoltării energetice. Una din preocupările actuale ale institutului constă în inventarierea resurselor energetice ale ţării, sub forma unui atlas, efectuarea unui bilanţ energetic general al ţării, folosirea în condiţiile cele mai avantajoase a combustibililor indigeni, gazeificarea combustibililor indigeni, interconexiunea şi funcţionarea reţelelor, repartiţia sarcinilor şi dinamica consumurilor de energie şi altele.

Condiţiile create oamenilor de ştiinţă din ţara noastră, în anii democraţiei populare permit întreprinderea unor cercetări tehnico-ştiinţifice de înalt nivel şi realizarea celor mai îndrăzneţe planuri în scopul dezvoltării energeticii şi a industriei în general. De aceea oamenii de ştiinţă îşi consacră toate forţele lor pentru a contribui la dezvoltarea pe mai departe a economiei naţionale, la construirea vieţii noi socialiste în patria noastră.

EVALUAREA UNOR MĂRIMI TERMODINAMICE ÎN RAPORT CU ORIGINI ALESE CONVENŢIONAL *)

DE

G. BĂRĂNESCU

1. INTRODUCERE

În calculele termodinamice este necesar să se cunoască valorile mărimilor care determină procesul studiat, în raport cu parametrii de care depind. Pentru unele mărimi, ca de exemplu presiunea, volumul, temperatura, se pot determina valorile absolute direct prin măsurători. La altele, valoarea absolută este necunoscută şi ca urmare evaluarea lor trebuie făcută în baza unor convenţii.

Dintre mărimile din a doua categorie fac parte şi energia internă şi entalpia. Valoarea lor absolută este necunoscută, însă pentru procesele termodinamice nici nu prezintă interes. Trebuie evaluate numai acele forme de energie a căror mărime poate fi variată. În procesele termodinamice uzuale se poate varia numai energia internă sensibilă U_s şi energia chimică E_0 şi ca atare suma acestor două forme de energie internă poate fi considerată ca energia internă totală U,

$$U = U_s + E_0. \tag{1}$$

Entalpia totală rezultă din relaţia ei de definiţie

$$I = U + ApV. \tag{2}$$

Din (1) şi (2) se obţine

$$I = I_s + E_0, \tag{3}$$

unde entalpia sensibilă I_s are expresia

$$I_s = U_s + ApV. \tag{4}$$

*) Lucrare prezentată Institutului de energetică la data de 25 februarie 1959.

Originea naturală în raport cu care trebuie evaluate energia internă sensibilă şi entalpia sensibilă este zero absolut ($T = 0$, $p = 0$), faţă de care se obţin valorile absolute ale acestor mărimi. Prin folosirea valorilor absolute ale energiei interne sensibile şi ale entalpiei sensibile, calculele sînt simplificate şi totodată se poate urmări uşor semnificaţia fizică a procesului studiat [3].

Determinarea valorilor absolute ale energiei interne sensibile este o operaţie complicată şi pînă în prezent nu există astfel de date pentru toate substanţele. Cel mai ades sînt cunoscute valorile acestei mărimi faţă de o origine aleasă convenţional şi care este uşor realizabilă din punct de vedere practic. Deoarece originea convenţională poate diferi de la o substanţă la alta, există posibilitatea introducerii unor erori dacă relaţiile termodinamice sînt aplicate fără a ţine seama de condiţiile în care au fost determinate valorile mărimilor cu care se operează. Se pune deci problema stabilirii unor relaţii de definiţie a mărimilor determinate faţă de o origine convenţională astfel ca rezultatele calculelor să fie aceleaşi ca în cazul folosirii valorilor determinate faţă de zero absolut.

La alegerea originii, convenţia cea mai simplă este să se considere nulă în origine fie energia internă sensibilă, fie entalpia sensibilă ; această convenţie împreună cu relaţia (4) definesc valorile ambelor mărimi. Mai există şi posibilitatea de a considera nule în originea convenţională şi energia internă sensibilă şi entalpia sensibilă, în care caz aceste mărimi nu mai sînt legate printr-o relaţie de tipul (4).

Dacă în procesul studiat intervin substanţe pentru care se cunoaşte energia internă sensibilă şi entalpia sensibilă în raport cu origini convenţionale diferite, este avantajos să se reducă aceste mărimi la aceeaşi origină pentru toate substanţele. Sînt deci necesare relaţii care să facă trecerea între două origini convenţionale.

În cele ce urmează sînt stabilite expresiile energiei interne şi entalpiei faţă de o origine convenţională pentru diverse convenţii făcute în legătură cu originea convenţională, precum şi relaţii care permit trecerea între două sisteme cu origini convenţionale diferite. Sînt folosite următoarele notaţii :

U — energia internă totală reală, într-o stare oarecare ;
I — entalpia totală reală, într-o stare oarecare ;
U_s — energia internă sensibilă reală, într-o stare oarecare ;
I_s — entalpia sensibilă reală, într-o stare oarecare ;
U_{s_0} — energia internă sensibilă reală, în condiţiile originii convenţionale ;
I_{s_0} — entalpia sensibilă reală, în condiţiile originii convenţionale ;
$U^{(0)}$ — energia internă totală convenţională, într-o stare oarecare ;
$I^{(0)}$ — entalpia totală convenţională, într-o stare oarecare ;
$U_s^{(0)}$ — energia internă sensibilă convenţională, într-o stare oarecare ;
$I_s^{(0)}$ — entalpia sensibilă convenţională, într-o stare oarecare ;
$U_{s_0}^{(0)}$ — energia internă sensibilă convenţională, în condiţiile originii convenţionale ;

$I_{s_o}^{(o)}$ — entalpia sensibilă convențională, în condițiile originii convenționale ;

p, p_o — presiunea respectivă într-o stare oarecare și în originea convențională ;

V, V_o — volumul ocupat de cantitatea de substanță considerată respectiv într-o stare oarecare și în originea convențională ;

V_o' — volumul ocupat de produsele reacției complete a substanțelor considerate, în condițiile originii convenționale ;

Q_{v_o}, Q_{p_o} — căldurile de reacție la volum constant și la presiune constantă ale cantității de substanță considerată, în condițiile originii convenționale.

2. DETERMINAREA EXPRESIILOR ENERGIEI INTERNE ȘI ALE ENTALPIEI FAȚĂ DE O ORIGINE CONVENȚIONALĂ

Cazul 1. În originea convențională se atribuie energiei interne sensibile valoarea zero.

În acest caz rezultă prin ipoteză

$$U_s = U_s^{(o)} + U_{s_o}. \tag{5}$$

Pentru entalpia sensibilă convențională nu s-a impus nici o condiție. Dacă dorim să fie satisfăcută relația generală (4), adică

$$I_s^{(o)} = U_s^{(o)} + ApV, \tag{6}$$

rezultă că în origine trebuie să se atribuie entalpiei sensibile convenționale valoarea

$$I_{s_o}^{(o)} = Ap_oV_o. \tag{7}$$

Legătura dintre entalpia sensibilă reală și entalpia sensibilă convențională se obține din relațiile (4), (5), și (6),

$$I_s = I_s^{(o)} + U_{s_o}. \tag{8}$$

Interpretarea grafică a relațiilor precedente în ipoteza gazului perfect este făcută în figura 1 *a*.

Expresia energiei interne totale convenționale poate fi obținută considerînd un proces în care au loc variații chimice. Se exprimă mai întîi procesul cu ajutorul energiei interne reale ; înlocuind în ecuația respectivă energia internă sensibilă reală conform ecuației (5), va rezulta o relație care exprimă același proces, însă numai cu mărimi evaluate față de originea convențională.

Cel mai simplu este să se considere un proces în care se produce numai o schimbare a repartiției energiei interne totale, adică o reacție

care are loc fără schimburi energetice cu mediul exterior. În acest caz, starea inițială 1 și starea finală 2 sînt legate prin condiția

$$U_1 = U_2 .$$

Dacă se presupune că reacția decurge complet, condiția precedentă ia forma

$$U_1 = U_{s_2} \tag{9}$$

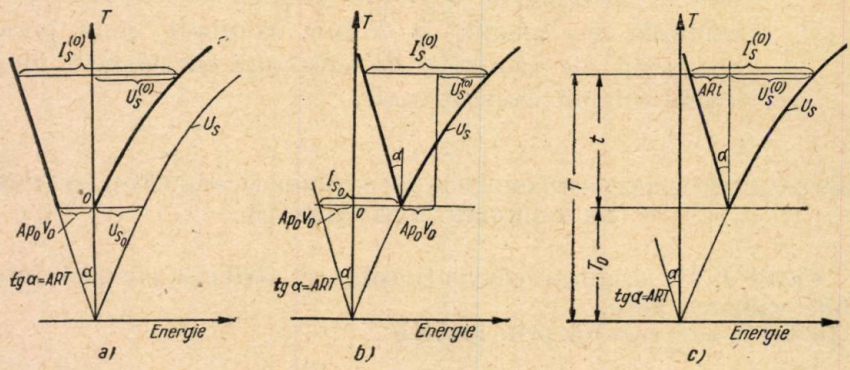


Fig. 1. — Interpretarea grafică a energiei interne sensibile convenționale și a entalpiei sensibile convenționale pentru diverse convenții făcute în legătură cu originea convențională, în cazul gazelor perfecte.

și ținînd seama de relația (1), se obține

$$U_{s_1} + E_0 = U_{s_2}. \tag{10}$$

Prin introducerea energiilor interne sensibile din relația (5) rezultă

$$U_{s_1}^{(0)} + U_{s_{1_0}} + E_0 = U_{s_2}^{(0)} + U_{s_{2_0}}.$$

Conform definiției căldurii de reacție, expresia

$$Q_{v_0} = E_0 + U_{s_{1_0}} - U_{s_{2_0}} \tag{11}$$

reprezintă căldura de reacție la volum constant în condițiile originii convenționale. Se poate scrie deci

$$U_{s_1}^{(0)} + Q_{v_0} = U_{s_2}^{(0)}. \tag{12}$$

Comparînd relațiile (9) și (12), rezultă că în cazul de față energia internă totală convențională este egală cu suma dintre energia internă sensibilă convențională și căldura de reacție la volum constant în condițiile originii convenționale,

$$U^{(0)} = U_s^{(0)} + Q_{v_0}. \tag{13}$$

Pentru obținerea entalpiei totale convenționale se consideră o reacție la presiune constantă, care decurge adiabatic și complet; în acest caz stările inițială și finală sînt legate prin condiția

$$I_1 = I_{s_2}, \tag{14}$$

sau

$$I_{s_1} + E_0 = I_{s_2}. \tag{15}$$

Prin înlocuirea entalpiilor sensibile conform relației (8), se obține

$$I_{s_1}^{(o)} + U_{s_{1_0}} + E_0 = I_{s_2}^{(o)} + U_{s_{2_0}}$$

sau

$$I_{s_1}^{(o)} + E_0 + U_{s_{1_0}} - U_{s_{2_0}} = I_{s_2}^{(o)},$$

adică

$$I_{s_1}^{(o)} + Q_{v_0} = I_{s_2}^{(o)};$$

comparînd cu relația (14) rezultă

$$I^{(o)} = I_s^{(o)} + Q_{v_0}. \tag{16}$$

Interpretarea grafică a relației (13) este făcută în figura 2, unde energiile au fost reprezentate prin suprafețe.

Înaintea reacției substanțele posedă energia internă sensibilă reală U_{s_1} și energia chimică E_0. Se efectuează mai întîi reacția completă izoterm și la volum constant. Pentru a menține temperatura constantă, este necesar să se extragă în exterior o cantitate de căldură, care este tocmai căldura de reacție Q_v la volum constant și la temperatura respectivă; aceasta este în general diferită de energia chimică a substanțelor inițiale, deoarece substanțele finale, pentru a se afla la aceeași temperatură, pretind o energie internă sensibilă U'_{s_2} diferită de energia internă sensibilă a substanțelor inițiale. În continuare, căldura de reacție Q_v trebuie cedată sistemului pentru ca în ansamblu să nu existe schimburi energetice cu mediul exterior. Stările inițială și finală sînt deci legate prin condiția

$$U_{s_1} + E_0 = U'_{s_2} + Q_v.$$

Dacă energiile interne sensibile sînt evaluate față de originea convențională, în starea inițială s-a neglijat energia internă sensibilă $U_{s_{1_0}}$, iar în starea finală energia internă sensibilă $U_{s_{2_0}}$. Pentru ca bilanțul energetic scris cu ajutorul energiilor interne sensibile convenționale să conducă la aceeași căldură de reacție, este necesar să se facă o corecție determinată de energiile interne sensibile neglijate în originea convențională, corecție care se reduce la a considera în starea inițială în locul energiei chimice E_0, o energie chimică convențională egală cu căldura de reacție la volum constant în condițiile originii convenționale.

În figura 3 este dată interpretarea grafică a relației (16).

Datorită faptului că reacția decurge la presiune constantă, sistemul schimbă cu mediul exterior lucrul mecanic $Ap\ (V_2 - V_1)$ corespunzător

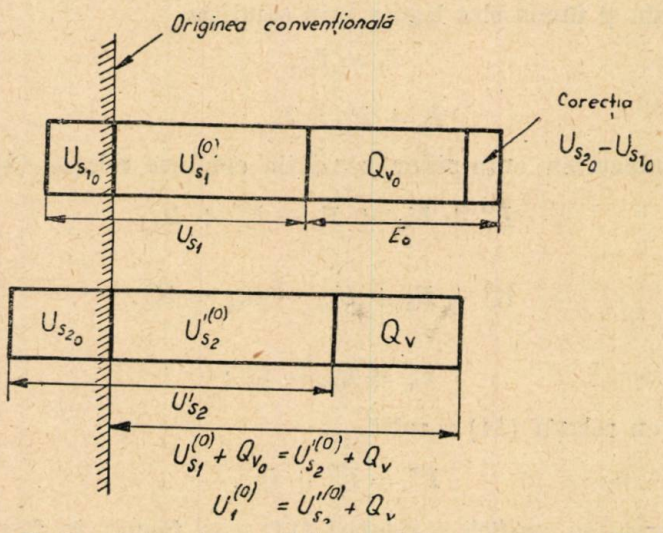


Fig. 2. — Interpretarea grafică a energiei interne convenționale.

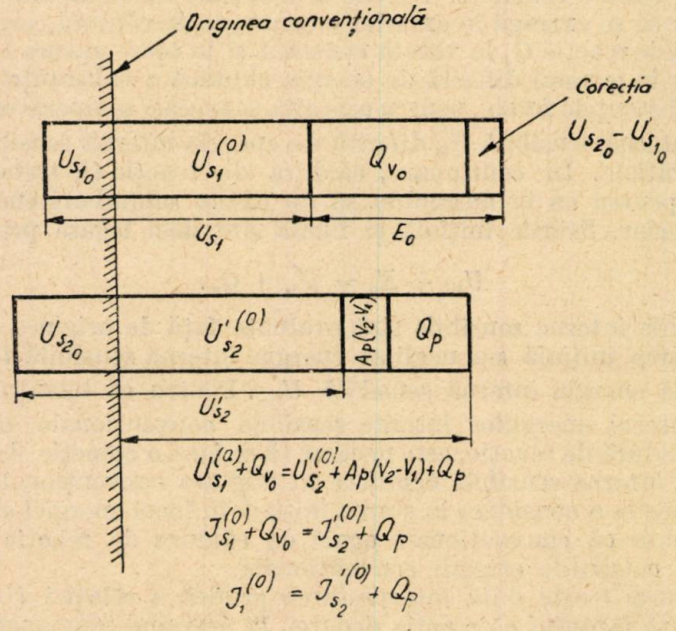


Fig. 3. — Interpretarea grafică a entalpiei totale convenționale.

variației organice de volum rezultată prin reacția chimică. Ecuația bilanțului energetic real are forma

$$U_{s_1} + E_0 = U'_{s_2} + Ap\,(V_2 - V_1) + Q_p\,,$$

sau

$$I_{s_1} + E_0 = I'_{s_2} + Q_p\,.$$

Dacă se folosesc energiile interne sensibile convenționale, pentru a obține aceeași căldură de reacție, este necesar să se facă aceeași corecție ca în cazul precedent, deoarece energiile neglijate în originea convențională sînt aceleași.

Cazul 2. În originea convențională se atribuie entapliei sensibile valoarea zero.

În acest caz rezultă prin ipoteză

$$I_s = I_s^{(o)} + I_{s_o}\,. \tag{17}$$

Dacă dorim ca energia internă sensibilă convențională și entalpia sensibilă convențională să fie legate prin relația (6), în origine trebuie să se atribue energiei interne sensibile convenționale valoarea

$$U_{s_o}^{(o)} = -\,A_{p_o} V_o\,. \tag{18}$$

Legătura dintre energia internă sensibilă reală și energia internă sensibilă convențională se obține din ecuațiile (4), (6) și (17),

$$U_s = U_s^{(o)} + I_{s_o}\,. \tag{19}$$

Interpretarea grafică a relațiilor (17) și (19) în ipoteza gazului perfect este făcută în figura 1*b*.

Energia internă totală convențională se obține exprimînd condiția (10) cu ajutorul mărimilor din ecuația (19),

$$U_{s_1}^{(o)} + I_{s_{1_o}} + E_0 = U_{s_2}^{(o)} + I_{s_{2_o}}\,.$$

Expresia

$$Q_{p_o} = E_0 + I_{s_{1_o}} - I_{s_{2_o}} \tag{20}$$

reprezintă căldura de reacție la presiune constantă în condițiile originii convenționale. Se poate scrie deci

$$U_{s_1}^{(o)} + Q_{p_o} = U_{s_2}^{(o)}\,;$$

prin comparare cu relația (9) rezultă

$$U^{(o)} = U_s^{(o)} + Q_{p_o}\,. \tag{21}$$

În mod analog se obține din ecuațiile (15) și (17)

$$I^{(o)} = I_s^{(o)} + Q_{p_o}\,. \tag{22}$$

Cazul 3. În originea convențională se atribuie valoarea zero și energiei interne sensibile și entalpiei sensibile.

Prin ipoteză avem

$$U_s = U_s^{(o)} + U_{s_o}, \tag{23}$$

$$I_s = I_s^{(o)} + I_{s_o}. \tag{24}$$

Relația dintre mărimile $U_s^{(o)}$ și $I_s^{(o)}$ se obține înlocuind expresiile precedente în ecuația (4). Rezultă în definitiv

$$I_s^{(o)} = U_s^{(o)} + ApV - Ap_oV_o.$$

În cazul gazelor perfecte această expresie ia forma

$$I_s^{(o)} = U_s^{(o)} + AR(T - T_o),$$

unde R este constanta gazului, iar T și T_o sînt temperaturile absolute respectiv în starea considerată și în originea convențională. Dacă se

Tabela nr. 1

Relații pentru calculul energiei interne și al entalpiei pentru diverse convenții făcute în legătură cu originea

	Cazul		
	1	2	3
$U_{s_o}^{(o)}$	0	$-Ap_oV_o$	0
$I_{s_o}^{(o)}$	Ap_oV_o	0	0
$U_s^{(o)}$	$U_s - U_{s_o}$	$U_s - I_{s_o}$	$U_s - U_{s_o}$
$I_s^{(o)}$	$I_s - U_{s_o}$	$I_s - I_{s_o}$	$I_s - I_{s_o}$
$U^{(o)}$	$U_s^{(o)} + Q_{v_o}$	$U_s^{(o)} + Q_{p_o}$	$U_s^{(o)} + Q_{v_o}$
$I^{(o)}$	$I_s^{(o)} + Q_{v_o}$	$I_s^{(o)} + Q_{p_o}$	$I_s^{(o)} + Q_{p_o}$
Relația între $U_s^{(o)}$ și $I_s^{(o)}$	$I_s^{(o)} = U_s^{(o)} + ApV$		$I_s^{(o)} = U_s^{(o)} + ApV - Ap_oV_o$
Relația între $U^{(o)}$ și $I^{(o)}$	$I^{(o)} = U^{(o)} + ApV$		$I^{(o)} = U^{(o)} + ApV - Ap_oV_o$

măsoară temperatura t față de originea convențională, adică $t = T - T_o$, se obține

$$I_s^{(o)} = U_s^{(o)} + ARt.$$

Pentru un gaz perfect se constată că atribuind în originea convențională valoarea zero și energiei interne sensibile și entalpiei sensibile, între aceste mărimi există o relație de tipul $I = U + ART$ dacă ultimul termen este calculat cu temperatura sistemului măsurată de la originea convențională.

Expresiile precedente pentru un gaz perfect sînt interpretate grafic în figura 1 *c*.

Energia internă totală convențională se obține din ecuațiile (10) și (23),

$$U^{(o)} = U_s^{(o)} + Q_{vo},$$

iar entalpia totală convențională din ecuațiile (15) și (24),

$$I^{(o)} = I_s^{(o)} + Q_{po}.$$

Principalele relații de calcul pentru cele trei cazuri sînt trecute în tabela 1.

3. DETERMINAREA EXPRESIILOR ENERGIEI INTERNE CONVENȚIONALE ȘI ALE ENTALPIEI CONVENȚIONALE, CÎND SE CUNOSC VALORILE ACESTOR MĂRIMI FAȚĂ DE O ALTĂ ORIGINE CONVENȚIONALĂ

La trecerea între sisteme cu origini convenționale diferite se deosebesc două cazuri, după cum convențiile făcute pentru originile convenționale sînt aceleași, sau sînt diferite. Relațiile de calcul se stabilesc scriind legătura cu mărimile respective reale.

De exemplu, dacă se cunosc valorile energiei interne și ale entalpiei față de originea o_1, definită ca în cazul 1, și se urmărește stabilirea valorilor acestor mărimi față de o altă origine o_2, pentru care s-a făcut aceeași convenție (energia internă sensibilă convențională are valoarea zero în origine), avîndu-se în vedere relațiile (5) și (8) se pot scrie egalitățile

$$U_s = U_s^{(o_1)} + U_{s_{o_1}} = U_s^{(o_2)} + U_{s_{o_2}},$$

$$I_s = I_s^{(o_1)} + U_{s_{o_1}} = I_s^{(o_2)} + U_{s_{o_2}}.$$

Ținînd seama că diferența $U_{s_{o_2}} - U_{s_{o_1}}$ reprezintă energia internă sensibilă convențională $U_{s_{o_2}}^{(o_1)}$ a stării o_2 măsurată față de originea convențională o_1, rezultă din egalitățile precedente

$$U_s^{(o_2)} = U_s^{(o_1)} - U_{s_{o_2}}^{(o_1)}, \tag{25}$$

$$I_s^{(o_2)} = I_s^{(o_1)} - U_{s_{o_2}}^{(o_1)}. \tag{26}$$

Conform relațiilor (13) și (16), energiile interne totale convețională și entalpiile totale convenționale față de cele două origini sînt

$$U^{(o_1)} = U_s^{(o_1)} + Q_{v_{o_1}}, \tag{27}$$

$$U^{(o_2)} = U_s^{(o_2)} + Q_{v_{o_2}}, \tag{28}$$

$$I^{(o_1)} = I_s^{(o_1)} + Q_{v_{o_1}}, \tag{29}$$

$$I^{(o_2)} = I_s^{(o_2)} + Q_{v_{o_2}}. \tag{30}$$

Înlocuind în (25) energiile interne sensibile convenționale din (27) și (28), rezultă

$$U^{(o_2)} = U^{(o_1)} + Q_{v_{o_2}} - Q_{v_{o_1}} - U_{s_{o_2}}^{(o_1)}.$$

La fel se obține din ecuațiile (26), (29) și (30)

$$I^{(o_2)} = I^{(o_1)} + Q_{v_{o_2}} - Q_{v_{o_1}} - U_{s_{o_2}}^{(o_1)}.$$

Dacă originile au convenții diferite, de exemplu în originea o_1 se consideră nulă energia internă sensibilă, iar în originea o_2 se consideră nulă entalpia sensibilă, procedînd în același mod, din expresiile (5), (7), (17) și (19) se obține

$$U_s = U_s^{(o_1)} + U_{s_{o_1}} = U_s^{(o_2)} + I_{s_{o_2}},$$

$$I_s = I_s^{(o_1)} + U_{s_{o_1}} = I_s^{(o_2)} + I_{s_{o_2}},$$

sau

$$U_s^{(o_2)} = U_s^{(o_1)} - (I_{s_{o_2}} - U_{s_{o_1}}),$$

$$I_s^{(o_2)} = I_s^{(o_1)} - (I_{s_{o_2}} - U_{s_{o_1}}).$$

Tabela

Relațiile de calcul ale energiei interne sensibile convenționale și ale entalpiei sensibile convenționale

Cazurile originilor convenționale	o_1	1	2	3	1
	o_2	1	2	3	2
$U_s^{(o_2)}$		$U_s^{(o_1)} - U_{s_{o_2}}^{(o_1)}$	$U_s^{(o_1)} - I_{s_{o_2}}^{(o_1)}$	$U_s^{(o_1)} - U_{s_{o_2}}^{(o_1)}$	$U_s^{(o_1)} - U_{s_{o_2}}^{(o_1)} - Ap_{o_2} V_{o_2}$
$I_s^{(o_2)}$		$I_s^{(o_1)} - U_{s_{o_2}}^{(o_1)}$	$I_s^{(o_1)} - I_{s_{o_2}}^{(o_1)}$	$I_s^{(o_1)} - I_{s_{o_2}}^{(o_1)}$	$I_s^{(o_1)} - U_{s_{o_2}}^{(o_1)} - Ap_{o_2} V_{o_2}$

În continuare se poate scrie

$$I_{s_{o_2}} - U_{s_{o_1}} = U_{s_{o_2}} - U_{s_{o_1}} + Ap_{o_2} V_{o_2} = U^{(o_1)}_{s_{o_2}} + Ap_{o_2} V_{o_2}.$$

Deci

$$U^{(o_2)}_s = U^{(o_1)}_s - U^{(o_1)}_{s_{o_2}} - Ap_{o_2} V_{o_2}, \tag{31}$$

$$I^{(o_2)}_s = I^{(o_1)}_s - U^{(o_1)}_{s_{o_2}} - Ap_{o_2} V_{o_2}. \tag{32}$$

Energiile interne totale convenționale și entalpiile totale convenționale față de cele două origini se obțin din expresiile (13), (16), (21) și (22),

$$U^{(o_1)} = U^{(o_1)}_s + Q_{v_{o_1}}, \tag{33}$$

$$U^{(o_2)} = U^{(o_2)}_s + Q_{p_{o_2}}, \tag{34}$$

$$I^{(o_1)} = I^{(o_1)}_s + Q_{v_{o_1}}, \tag{35}$$

$$I^{(o_2)} = I^{(o_2)}_s + Q_{p_{o_2}}. \tag{36}$$

Înlocuind în (31) energiile interne sensibile din (33) și (34), rezultă

$$U^{(o_2)} = U^{(o_1)} + Q_{p_{o_2}} - Q_{v_{o_1}} - U^{(o_1)}_{s_{o_2}} - Ap_{o_2} V_{o_2}.$$

La fel se obține din ecuațiile (32), (35) și (36)

$$I^{(o_2)} = I^{(o_1)} + Q_{p_{o_2}} - Q_{v_{o_1}} - U^{(o_1)}_{s_{o_2}} - Ap_{o_2} V_{o_2}.$$

Dacă s-a calculat energia internă sensibilă și entalpia sensibilă pentru originea o_2, mărimile totale se obțin mai simplu aplicînd relațiile respective pentru noua origine.

În mod analog se procedează pentru celelalte cazuri. Relațiile de calcul sînt trecute în tabela 2.

nr. 2

față de o origine o_2, cînd se cunosc valorile acestor mărimi față de originea convențională o_1.

1	2	3	3	2
3	3	2	1	1
$U^{(o_1)}_s - U^{(o_1)}_{s_{o_2}}$	$U^{(o_1)}_s - U^{(o_1)}_{s_{o_2}} + Ap_{o_1} V_{o_1}$	$U^{(o_1)}_s - U^{(o_1)}_{s_{o_2}} - Ap_{o_2} V_{o_2}$	$U^{(o_1)}_s - U^{(o_1)}_{s_{o_2}}$	$U^{(o_1)}_s - U^{(o_1)}_{s_{o_2}} + Ap_{o_1} V_{o_1}$
$I^{(o_1)}_s - U^{(o_1)}_{s_{o_2}} - Ap_{o_2} V_{o_2}$	$I^{(o_1)}_s - I^{(o_1)}_{s_{o_2}}$	$I^{(o_1)}_s - I^{(o_1)}_{s_{o_2}}$	$I^{(o_1)}_s - U^{(o_1)}_{s_{o_2}} + Ap_{o_1} V_{o_1}$	$I^{(o_1)}_s - U^{(o_1)}_{s_{o_2}} + Ap_{o_1} V_{o_1}$

CONCLUZII

Relaţiile precedente permit calculul energiei interne şi al entalpiei, oricare ar fi originea faţă de care sînt evaluate. Pentru a obţine rezultate corecte, la efectuarea calculelor termodinamice trebuie să se identifice în primul rînd condiţiile în care au fost determinate valorile cu care se operează şi după aceasta se stabilesc relaţiile ce pot fi aplicate.

Din punct de vedere practic sînt cazuri cînd relaţiile precedente pot fi simplificate, deoarece importanţa unor termeni este neglijabilă. În cadrul fiecărei probleme trebuie să se plece însă de la relaţiile exacte; analizînd importanţa fiecărui termen în condiţiile concrete ale problemei studiate, se pot stabili termenii care pot fi neglijaţi. Această cale, pe lîngă faptul că înlătură erori apreciabile, permite urmărirea corectă a fenomenelor.

ОПРЕДЕЛЕНИЕ НЕКОТОРЫХ ТЕРМОДИНАМИЧЕСКИХ ВЕЛИЧИН В ЗАВИСИМОСТИ ОТ УСЛОВНО ВЫБРАННОГО НАЧАЛА КООРДИНАТ

КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ

В работе устанавливаются расчетные соотношения внутренней энергии и энталпии при определении значения этих величин в зависимости от условно выбранного начала координат. Для условного начала координат, в котором давление и температура могут иметь некоторую величину, рассматриваются три случая: в условном начале нулевое значение придается либо внутренней физической энергии, либо физической энталпии, либо обеим этим величинам. Установленные соотношения позволяют установить переход между двумя какими-либо условными системами.

С практической точки зрения эти соотношения часто можно упростить, так как значением некоторых членов можно пренебречь. Во избежание значительных ошибок эти упрощения должны устанавливаться в соответствии с данными рассматриваемой задачи.

ОБЪЯСНЕНИЕ РИСУНКОВ

Рис. 1. — Графическая интерпретация внутренней условной физической энергии и условной физической энталпии для различных условностей, поставленных в связи с условным началом координат при совершенных газах.

Рис. 2. — Графическая интерпретация внутренней условной энергии.

Рис. 3. — Графическая интерпретация общей условной энталпии.

ÉVALUATION DE QUELQUES GRANDEURS THERMODYNAMIQUES PAR RAPPORT À DES ORIGINES CONVENTIONNELLEMENT CHOISIES

RÉSUMÉ

On établit les relations de calcul de l'énergie interne et de l'enthalpie, lorsque les valeurs de ces grandeurs sont évaluées par rapport à une origine conventionnelle. Pour l'origine conventionnelle où la pression et la température peuvent prendre n'importe quelles valeurs, on considère que, à l'origine conventionnelle, la valeur zéro peut être attribuée soit à l'énergie interne, soit à l'enthalpie sensible, soit enfin à ces deux grandeurs à la fois. Les relations établies permettent également de passer d'un système conventionnel à un autre.

Au point de vue pratique, les relations peuvent souvent être simplifiées, l'importance de certains termes étant négligeable. Toutefois, afin d'éviter des erreurs appréciables, il ne faut décider de ces simplifications qu'en raison des données du problème étudié.

EXPLICATION DES FIGURES

Fig. 1. — Interprétation graphique de l'énergie interne sensible conventionnelle et de l'enthalpie sensible conventionnelle dans le cas des gaz parfaits pour diverses conventions faites pour l'origine conventionnelle.

Fig. 2. — Interprétation graphique de l'énergie interne conventionnelle.

Fig. 3. — Interprétation graphique de l'enthalpie totale conventionnelle.

BIBLIOGRAFIE

1. V. S. JUKOVSKI, *Termodinamica tehnică*. Ed. tehnică, București, 1955.
2. М. П. Вукалович и др., *Термодинамические свойства газов*. Машгиз, Москва, 1953.
3. G. BĂRĂNESCU, *Asupra interpretării unor mărimi termodinamice*. Studii și cercetări de energetică, **VIII**, *4*, 503 (1958).

STUDIU ASUPRA DETERMINĂRII PRESIUNII OPTIME DE SUPRAÎNCĂLZIRE INTERMEDIARĂ A ABURULUI ÎN CENTRALE ELECTRICE DE TERMIFICARE DE MARE PUTERE (CET)*)

DE

D. GRECOV

Creşterea continuă a puterii turboagregatelor şi a parametrilor iniţiali la CET dă posibilitatea aplicării procesului de supraîncălzire intermediară a aburului în schemele termice ale centralei.

Calculele făcute de diferiţi cercetători [1], [2] arată că aplicarea supraîncălzirii intermediare la CET poate da o economie de 1,5÷2,5%, ceea ce justifică investiţiile suplimentare pe care le necesită aplicarea acestui proces.

Economia depinde, în general, de parametrii iniţiali ai ciclului şi de presiunea în prizele de termificare.

Pentru a analiza economia realizată datorită supraîncălzirii intermediare, ciclul complex de condensaţie cu prize de termificare poate fi privit ca o combinaţie a două cicluri de bază [2]:

1. Ciclul de condensaţie, pentru fluxul de abur ce se destinde pînă la condensator (fig. 1);

2. Ciclul de contrapresiune, pentru fluxul de abur ce se destinde pînă la presiunea din priza de termificare (fig. 1, suprafaţa haşurată).

Creşterea randamentului pe care o realizează supraîncălzirea intermediară a aburului în cadrul ciclului complex poate fi împărţită de asemenea în două părţi, ce vor corespunde părţii de condensaţie sau părţii de contrapresiune a ciclului complex.

Creşterea totală a randamentului va depinde de parametrii iniţiali ai aburului, de presiunea prizelor de termificare şi de raportul dintre încărcarea electrică şi cea termică a turbinei.

Calculele efectuate în cazul ciclurilor ideale cu supraîncălzire intermediară a aburului cu parametrii iniţiali $p_0 = 300$ ata, $t = 650/600°C$

*) Lucrare prezentată la sesiunea de comunicări a Institutului de energetică din 17–18 aprilie 1954.

(tabela şi fig. 2 *a* şi *b*) şi $p_0 = 200$ ata, $t = 600/560°C$ (tabela) arată că dacă mărimea presiunii finale a ciclului variază în limitele de la 0,03 ata

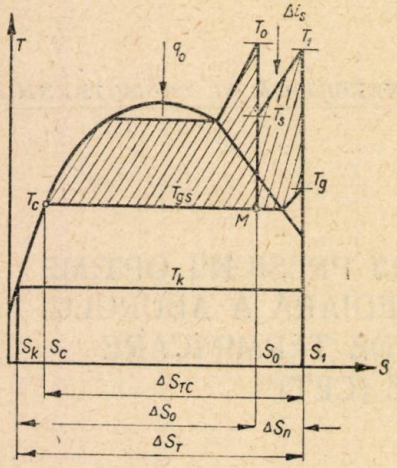


Fig. 1. — Ciclul cu supraîncălzire intermediară în diagrama $T-S$.

Tabela

$p_0 = 200$ ata $t = 600/560°C$				
p_c (ata)	0,03	2	5	10
$\Delta\eta$	0,01566	0,01434	0,01253	0,0083
$\frac{\Delta\eta}{\eta}$	3,234	3,883	3,781	2,80

$p_0 = 300$ ata $t = 650/600°C$				
p_c (ata)	0,03	3	6	10
$\Delta\eta$	0,01664	0,01492	0,01295	0,01005
$\frac{\Delta\eta}{\eta}$	3,422	4,068	3,804	3,151

la 10 ata, creşterea relativă a randamentului datorită supraîncălzirii intermediare nu va fi maximă la ciclurile de condensaţie ($p_k = 0{,}03 \div 0{,}06$ ata).

Din tabelă şi din figura 2, observăm că maximul valorii $\Delta\eta/\eta$ se găseşte la valoarea contrapresiunii de $p_c = 2 - 5$ ata $\left(\frac{\Delta\eta}{\eta} = 3 \div 4\%\right)$.

O dată cu creşterea presiunii finale a ciclului ($p_c > 8 \div 10$ ata) $\frac{\Delta\eta}{\eta}$ scade şi pentru valori mari ale contrapresiunii aplicarea supraîncălzirii intermediare dă un efect practic nul ($\Delta\eta \to 0$).

Deoarece creşterea randamentului $\Delta\eta$ depinde de presiunea la care are loc procesul de supraîncălzire intermediară a aburului, valorile date în tabelă, figura 2, sînt calculate pentru valoarea optimă a acestei presiuni.

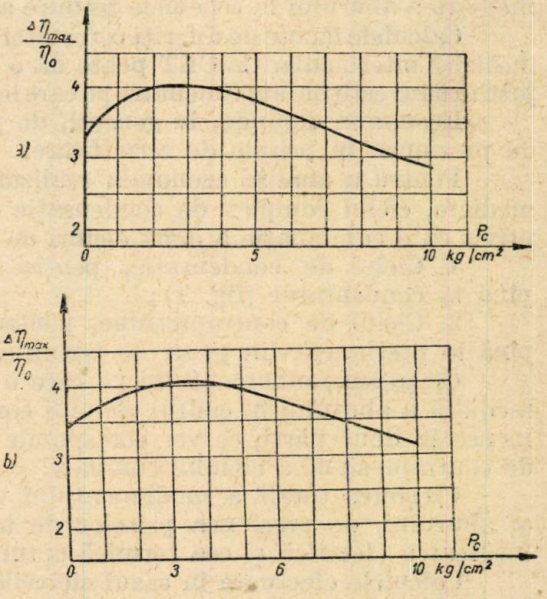


Fig. 2. — Variaţia creşterii relative a randamentului datorită supraîncălzirii intermediare în funcţie de contrapresiunea în ciclu:

a) $p_0 = 300$ ata, $t = 650/600°C$; *b*) $p_0 = 200$ ata, $t = 600/650°C$.

Din calculele efectuate pentru ciclurile reale rezultă că aplicarea supraîncălzirii intermediare poate fi eficientă numai pentru contrapresiuni suficient de mici (valoarea contrapresiunii pentru care efectul supraîncălzirii intermediare devine practic nul depinde în special de mărimea parametrilor inițiali ai ciclului).

Aceleași observații se pot extinde și asupra ciclurilor complexe de termificare, unde economia datorită supraîncălzirii intermediare depinde

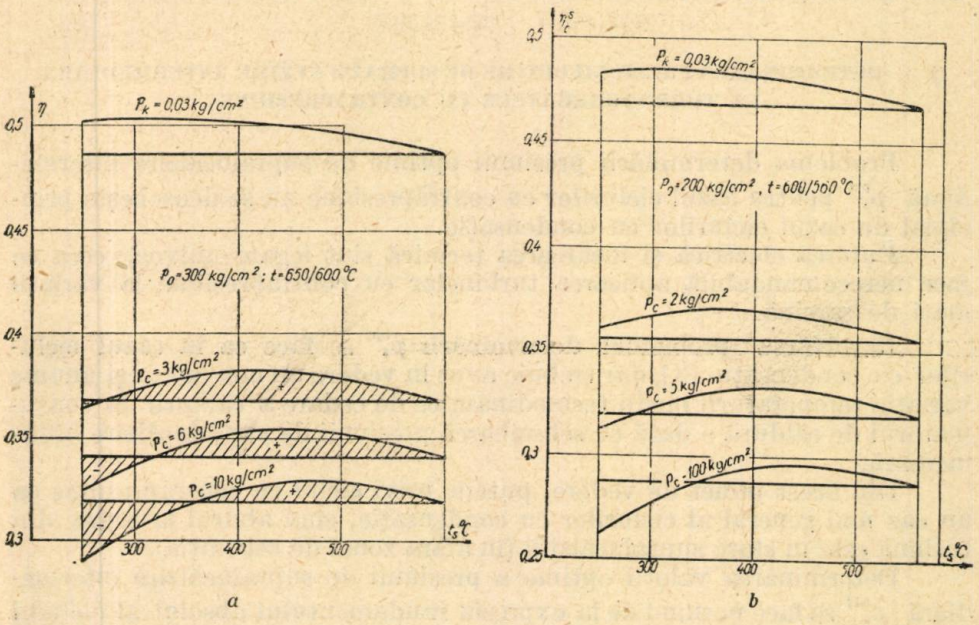


Fig. 3. — Variația randamentului absolut al ciclului în funcție de temperatura adiabatică de supraîncălzire intermediară la diferite valori ale contrapresiunii p_c.

a) p_0 = 300 ata, t = 650/600°C; *b*) p_0 = 200 ata, t = 600/560°C.

nu numai de presiunea prizelor de termificare, ci și de ponderea pe care o au ciclurile de condensație sau contrapresiune în cadrul ciclului complex, pondere ce se exprimă prin raportul fluxurilor corpului de lucru ce merg la condensație sau la consumatorul de căldură. Pentru fluxul de abur ce merge la condensație, are o deosebită importanță influența umidității finale a aburului asupra randamentului în ultimele trepte ale turbinei.

Pentru un ciclu cu parametrii inițiali și finali dați, creșterea randamentului datorită procesului de supraîncălzire intermediară variază în funcție de presiunea la care are loc acest proces, trecînd printr-o valoare maximă (fig. 3).

Presiunea optimă pentru care $\Delta\eta$ are o valoare maximă depinde de o serie de factori, dintre care cei mai importanți sînt parametrii inițiali și finali ai ciclului, randamentul relativ intern al turbinei și gradul de dezvoltare a regenerației.

Determinarea presiunii optime de supraîncălzire intermediară prin metoda variantelor de calcul nu oferă posibilitatea de a analiza influența diferiților factori asupra valorii optime și este foarte greoaie, fiind legată de un mare volum de calcule.

În lucrarea de față, se caută, pe baza unei analize termodinamice a ciclurilor, să se dea o metodă simplă analitică de calcul a valorii optime a presiunii de supraîncălzire intermediară pentru ciclurile cu contrapresiune și complexe de termificare.

§. 1. DETERMINAREA PRESIUNII OPTIME DE SUPRAÎNCĂLZIRE INTERMEDIARĂ LA TURBOAGREGATELE CU CONTRAPRESIUNE

Problema determinării presiunii optime de supraîncălzire intermediară p_s^{opt} pentru cazul ciclurilor cu contrapresiune nu se deosebește principial de cazul ciclurilor cu condensație.

Puterea electrică și încărcarea termică sînt legate univoc, ceea ce face nerecomandabilă aplicarea turbinelor cu contrapresiune la variații mari de sarcină.

Rezolvarea problemei determinării p_s^{opt} se face ca în cazul ciclurilor cu condensație [3], dar trebuie avut în vedere un nou factor și anume variația temperaturii medii termodinamice de cedare a căldurii la consumatorul de căldură o dată cu schimbarea presiunii de supraîncălzire intermediară.

Din acest punct de vedere, putem privi ciclul cu contrapresiune ca un caz mai general al ciclurilor cu condensație, cînd aburul la ieșire din turbină este în stare supraîncălzită (în afara zonei de saturație).

Determinarea valorii optime a presiunii de supraîncălzire intermediară p_s^{opt} se face pornind de la expresia randamentului absolut al ciclului cu contrapresiune. După ce exprimăm toți factorii ce intră în expresia randamentului prin parametrul a cărui valoare optimă o determinăm, rezolvăm ecuația de maxim a randamentului $\frac{d\eta}{dx} = 0$.

Maximul randamentului absolut al ciclului va corespunde și maximului producției specifice de energie electrică pe unitatea de energie calorică cedată la consumatorul de căldură, după cum reiese din relația

$$1 - \eta_t = \frac{1}{1 + \varepsilon} \tag{1}$$

unde η_t = randamentul absolut al ciclului,

$\varepsilon = \frac{AL}{q_c}$ = producția specifică de energie electrică pe unitatea de energie calorică.

Deoarece pentru analiza termodinamică a ciclurilor este mai comod să operăm cu temperaturile, alegem ca parametru, temperatura la intrare în supraîncălzitorul intermediar în cazul unei destinderi izoentropice a

aburului în turbină, pe care o vom denumi temperatura adiabatică de supraîncălzire intermediară [3] (fig. 1).

Temperatura adiabatică şi presiunea de supraîncălzire intermediară fiind legate în mod univoc, determinarea temperaturii adiabatice optime conduce implicit la găsirea valorii optime a presiunii de supraîncălzire intermediară.

În continuare, vom da o demonstraţie completă a ecuaţiilor de optim pentru cazul ciclurilor cu contrapresiune (fiind un caz mai simplu de analizat), urmînd ca pentru cazul ciclurilor complexe, demonstraţiile să se dea sub o formă mai schematică, avînd în vedere că relaţiile de bază şi metoda rămîn aceleaşi.

Expresia randamentului ciclului cu contrapresiune va fi

$$\eta_t = 1 - \frac{T_g^* \, \Delta S_T}{q_1} = 1 - \frac{T_g^* \left(\Delta S_0 + C_p \ln \frac{T_1}{T_s} \right)}{q_0 + \Delta i_s}, \qquad (2)$$

unde s-a notat

$\Delta i_s \left(\frac{\text{kcal}}{\text{kg}} \right)$ = căldura cedată unui kg de abur în supraîncălzitorul intermediar (fig. 1),

$\Delta S_n = C_p \ln \frac{T_1}{T_s} \left(\frac{\text{kcal}}{\text{kg°C}} \right)$ = creşterea de entropie a aburului în procesul de supraîncălzire intermediară,

T_g^* (°K) = temperatura medie termodinamică de cedare a căldurii consumatorului de căldură $\left(T_g^* = \frac{i_g - t_c}{s_g - s_c} \right)$ (fig. 1).

T_s (°K) = temperatura adiabatică de supraîncălzire intermediară (fig. 1).

Considerînd căldura specifică a aburului în supraîncălzitorul intermediar C_p o mărime constantă (ceea ce introduce o eroare neglijabilă la parametrii scăzuţi ai ciclului), găsim

$$\frac{\partial \Delta i_s}{\partial T_s} = - C_p, \qquad (3)$$

$$\frac{\partial \left[C_p \ln T_1 / T_s \right]}{\partial T_s} = - \frac{C_p}{T_s}.$$

Ţinînd seama de relaţiile (3), condiţia de maxim a randamentului va fi

$$\frac{\partial \eta_t}{\partial T_s} = - \left[\frac{C_p}{T_s} T_g^* + \frac{\partial T_g^*}{\partial T_s} \Delta S_T \right] (q_0 + \Delta i_s) + C_p T_g^* \Delta S_T = 0, \qquad (4)$$

de unde rezultă

$$\frac{T_g^*}{T_s} = \frac{T_g^* \Delta S_T}{q_0 + \Delta i_s} + \frac{\Delta S_T}{C_p} \cdot \frac{\partial T_g^*}{\partial T_s}. \qquad (4')$$

Pentru valoarea optimă a temperaturii adiabatice T_s, ținînd seama de (2), vom avea

$$\left(\frac{T_g^* \Delta S_T}{q_0 + \Delta i_s}\right)_{opt} = 1 - \eta_t^{max}. \tag{5}$$

Introducînd relația (5) în (4') găsim ecuația de optim a temperaturii adiabatice

$$T_s^{opt} = \frac{T_g^*}{1 - \eta_t^{max} + \frac{\Delta S_T}{C_p} \cdot \frac{\partial T_g^*}{\partial T_s}}. \tag{6}$$

Dacă la sfîrșitul destinderii în turbină aburul se află în zona de saturație cu un grad oarecare de umiditate și cu variația temperaturii adiabatice T_s aburul se menține în starea de saturație (ceea ce se observă în cazul ciclurilor de condensație), vom avea $T_g^* = T_k = \text{const}$, $\frac{\partial T_g^*}{\partial T_s} = 0$, iar formula (6) devine

$$T_s^{opt} = \frac{T_k}{1 - \eta_t}, \tag{7}$$

care coincide cu rezultatul găsit în cazul ciclurilor de condensație [3].

În cazul general, cînd aburul în stare finală are un grad de supraîncălzire, vom avea $\frac{\partial T_g^*}{\partial T_s} \neq 0$.

Pentru calculul expresiei $\frac{\partial T_g^*}{\partial T_s}$, observăm că din definiția temperaturii medii termodinamice

$$T_g^* = \frac{i_g - \bar{t}_c}{S_g - S_c}, \tag{8}$$

unde am introdus notațiile

i_g, S_g $\left(\frac{\text{kcal}}{\text{kg}}, \frac{\text{kcal}}{\text{kg°C}}\right)$ = entalpia și entropia aburului la sfîrșitul destinderii în turbină,

$\bar{t}_c$, S_c $\left(\frac{\text{kcal}}{\text{kg}}, \frac{\text{kcal}}{\text{kg°C}}\right)$ = entalpia și entropia condensatului de întoarcere de la consumatorul de căldură.

Pentru derivarea expresiei (8), ținem seama de

$$\frac{\partial T_g^*}{\partial T_s} = \frac{\partial T_g^*}{\partial S} \cdot \frac{\partial S}{\partial T_s}, \tag{9}$$

în care $\frac{\partial S}{\partial T_s} = -C_p/T_s$ (relația (5)) iar $\left(\frac{\partial i_g}{\partial S}\right)_{p_g} = T_g$, unde T_g reprezintă temperatura absolută a aburului la sfîrșitul destinderii în turbină.

Cu aceste precizări, relația (9) devine

$$\frac{\partial T_g^*}{\partial T_s} = -\frac{T_g - T_g^*}{\Delta S_T} \cdot \frac{C_p}{T_s}. \tag{10}$$

Introducînd relația (10) în ecuația de optim (6), găsim relația finală pentru determinarea valorii optime a temperaturii adiabatice de supraîncălzire intermediară

$$T_s^{opt} = \frac{T_g}{1 - \eta_t^{max}}. \tag{11}$$

Ecuația de optim (11) a fost găsită pe altă cale în 1956 de D. D. Kalafati [4] pe baza noțiunii ciclurilor suplimentare elementare pentru cazul ciclurilor ideale, dar această metodă nu poate fi extinsă pentru cazul ciclurilor complexe.

Pentru calculul valorii T_s^{opt}, este necesară determinarea în prealabil a randamentului ciclului η_t pentru un T_s ales în zona de optim (un calcul cu aproximații succesive).

Trebuie avut în vedere că în zona de optim, schimbarea parametrului t_s conduce la variația foarte mică a valorii η_t.

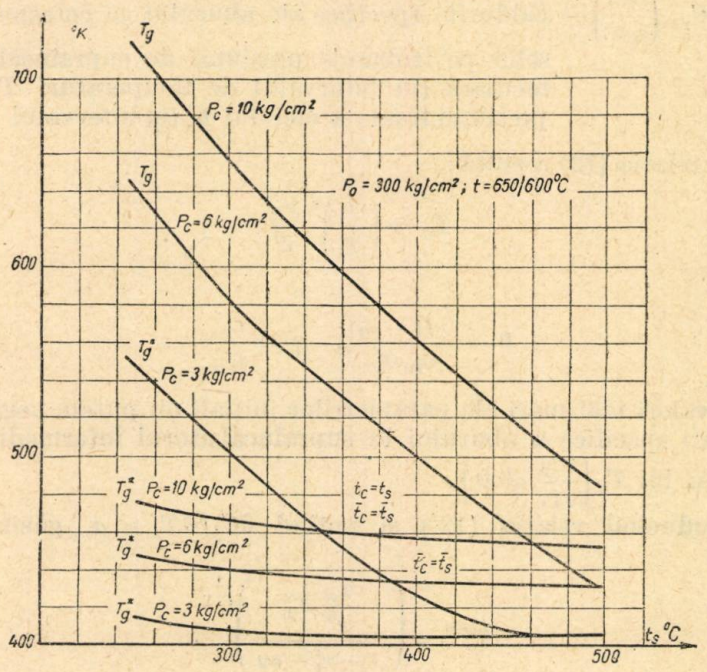


Fig. 4. — Variația temperaturii aburului în priza de termificare în funcție de temperatura adiabatică de supraîncălzire intermediară t_s (p_0 = 300 ata, t = 650/600°C).

Ecuația (11) are însă dezavantajul că la variații ale temperaturii adiabatice de supraîncălzire intermediară T_s, valoarea T_g se schimbă în limite mari, în special la valori mari ale contrapresiunii p_c [a se observa curbele $T_g = f(T_s)$ din figura 4], ceea ce îngreunează mult aplicarea formulei (11) prin metoda aproximațiilor succesive.

Pentru a înlătura acest neajuns, vom exclude din ecuația de optim (11) valoarea T_g.

În acest scop ne vom folosi de relația (fig. 1):

$$C_{p1} \ln \frac{T_1}{T_s} = C_{p2} \ln \frac{T_g}{T_{gs}} + \frac{r(1 - x_s)}{T_{gs}} \tag{12}$$

unde am notat

T_{gs} (°K) = temperatura absolută a aburului în punctul de intersecție al adiabatei inițiale S_0 cu izobara presiunii finale a ciclului p_c,

r $\left(\frac{\text{kcal}}{\text{kg}}\right)$ = căldura latentă de vaporizare la presiunea p_c,

x_s — = titlul aburului în punctul de intersecție al adiabatei S_0 și izobarei p_c,

C_{p1} și C_{p2} $\left(\frac{\text{kcal}}{\text{kg°C}}\right)$ = căldurile specifice ale aburului ce corespund proceselor pe izobarele presiunii de supraîncălzire intermediară (în intervalul de temperaturi $T_1 - T_s$) și presiunii finale a ciclului p_c (în intervalul $T_{gs} - T_g$).

Din relația (12) rezultă:

$$T_g = \left(\frac{T_1}{T_s}\right)^{\gamma} \frac{T_{gs}}{e^{\theta}}, \tag{12'}$$

unde

$$\theta = \frac{r(1 - x_s)}{C_{p2}\, T_{gs}}, \quad \gamma = \frac{C_{p1}}{C_{p2}}.$$

La valori mai mari ale parametrilor inițiali nu putem neglija variația căldurii specifice a aburului în supraîncălzitorul intermediar C_{p1}, cu schimbarea lui T_s $\left(\frac{\partial C_p}{\partial T_s} \neq 0\right)$.

Introducînd relația (12') și notînd $\partial C_p / \partial T_s = a$, găsim ecuația de optim

$$T_s^{opt} = \left(\frac{\frac{T_{gs}}{e^{\theta}}\, T_1^{\gamma}}{1 - \eta_t^s - a\varphi} \right)^{\frac{1}{1+\gamma}}, \tag{13}$$

unde s-a notat

$$\varphi = \frac{(T_1 - T_s)(1 - \eta_t) - T_g^* \ln \frac{T_1}{T_s}}{C_{p1}}. \tag{14}$$

Formula (14) se remarcă prin marea exactitate a rezultatelor obținute și practic se aplică cu multă ușurință deoarece rezultatul obținut nu depinde de termenul T_t.

Variația valorii γ cu T_s influențează foarte puțin rezultatul final, ceea ce permite să considerăm $\gamma = 1$ pentru calcule aproximative.

Observăm că pentru cazul cînd punctul de intersecție al adiabatei inițiale S_0 și izobarei p_c (punctul M, din figura 1) se află în zona aburului supraîncălzit, vom avea $x_s = 1$ și $\theta = 0$ (în cazul valorilor ridicate ale presiunii finale în ciclu), ceea ce simplifică formula (13).

În cazul cînd punctul M (fig. 1) se află în zona aburului umed, $C_{p2} = \infty$ și formula (13) ia forma obișnuită pentru cazul ciclurilor de condensație (7).

Exemplu de calcul

Considerăm ciclul cu parametrii inițiali $p_0 = 300$ ata, $t_0 = 600°C$ cu supraîncălzire intermediară pînă la temperatura $t_1 = 560°C$, cu contrapresiune $p_c = 10$ ata.

Considerăm în prealabil temperatura adiabatică de supraîncălzire intermediară $t_s = 400°C$ (în zona de optim aproximativ evaluată).

Calculăm coeficienții necesari pentru aplicarea formulei (13)

$$a \approx \frac{\Delta C_{p_1}}{\Delta t_s} = 0{,}4 \cdot 10^{-3},$$

$$C_{p1} = 0{,}5825 \frac{\text{kcal}}{\text{kg°C}}, \quad T_g^* = 456°\text{K}, \quad \eta_t = 0{,}2935,$$

$$T_{gs} = 452°\text{K}, \quad x_S = 0{,}987, \quad r = 482 \frac{\text{kcal}}{\text{kg}},$$

$$C_{p2} = 0{,}544 \frac{\text{kcal}}{\text{kg°C}}, \quad \theta = \frac{r(1 - x_S)}{C_{p_2} T_{gs}} = \frac{482.\ (1 - 0{,}987)}{0{,}544.452} = 0{,}0255,$$

$$\gamma = \frac{C_{p1}}{C_{p_2}} = 1{,}07,$$

$$T_1^{\gamma} = (833)^{1{,}07} = 1334,$$

$$\varphi = \frac{(560 - 400)(1 - 0{,}2935) - 456 \ln \frac{833}{673}}{0{,}5825} = 30{,}13.$$

Înlocuind coeficienții calculați în formula (13), găsim

$$T_s^{opt} = \left[\frac{1334 \cdot 452}{e^{0{,}0255}(1 - 0{,}2935 - 0{,}4.30{,}13.10^{-3})} \right]^{\frac{1}{2{,}07}} = 729{,}5°\text{K}$$

sau $t_s^{opt} = 456{,}5°C$, $p_s^{opt} = 90$ ata.

Deoarece rezultatul obținut se deosebește cu mult de valoarea t_s aleasă inițial, vom repeta calculul pentru o nouă valoare $t_s = 450°C$.

Pentru $t_s = 450°C$ găsim din calcul $a = 0{,}44 \cdot 10^{-3}$, $\varphi = 23{,}1$, $C_{p2} = 0{,}556$, $\gamma = 1{,}079$, $\eta_t = 0{,}2162$, $\theta = 0{,}025$, care înlocuiți în (13) dau $t_s^{opt} = 458°C$, $p_s^{opt} = 91$ ata, ceea ce se confundă practic cu rezultatul găsit anterior și coincide perfect cu variantele de calcul.

Acest calcul arată că în aplicarea formulei (13) este suficientă prima aproximație pentru a calcula t_s^{opt}. Formula (11) este mult mai instabilă în calcul, ceea ce reiese și din aplicarea ei pentru cazul ciclului ales. Pentru o valoare $t_s = 400°C$, găsim din calcul $t_s^{opt} = 523°C$, care se deosebește cu mult de valoarea reală a optimului parametrului t_s.

Dacă notăm cu x, valoarea t_s în prealabil aleasă și cu x_2 soluția găsită din aplicarea formulei (11), repetarea calculului se va face pentru o valoare $t_s = \frac{x_1 + x_2}{2}$.

§. 2. CICLUL COMPLEX CU Z PRIZE DE TERMIFICARE

Pentru turboagregatele de condensație cu prize reglabile pentru termificare, aplicarea supraîncălzirii intermediare trebuie realizată respectînd condiția ca încărcările termice și electrice să fie constante (corespunzînd unor curbe de sarcină stabilite de consumator).

La o variație a presiunii în procesul de supraîncălzire intermediară va avea loc o schimbare a cantității aburului din priza de termificare și a fluxului de abur ce merge la condensație, pentru a menține neschimbate valorile încărcării termice Q_c și ale încărcării electrice N_E.

Ecuația de optim a presiunii de supraîncălzire intermediară va trebui să fie determinată din condiția de maxim a randamentului absolut al ciclului complex, avînd în vedere relațiile suplimentare

$$N_E = \text{const.}, \qquad (15)$$
$$Q_c = \text{const.}$$

Dacă considerăm că la intrarea în turbină debitul de abur este $G\left(\frac{kg}{h}\right)$, din care $(G - G_c)\left(\frac{kg}{h}\right)$ parcurge toată turbina pînă la condensație, iar $G_c\left(\frac{kg}{h}\right)$ abur este livrat consumatorului termic prin priza de termificare la presiunea p_c, lucrul mecanic realizat de agentul de lucru în cadrul ciclului complex va fi

$$N_E = (G - G_c)(q_0 + \Delta i_s - T_k \Delta S_T) + G_c [q_0 + \Delta i_s - (\bar{t}_c - t_k) - T_g^* \Delta S_{T.c}] = \\ = N_k + N_T = \text{const.}, \qquad (16)$$

unde

$\Delta S_T = S_0 - S_k' + C_p \ln \frac{T_1}{T_s}\left(\frac{kcal}{kg°C}\right)$ = variația de entropie a aburului în procesul de condensație din condensator (fig. 1),

$\Delta S_{T.c} = S_0 - S_c + C_p \ln \frac{T_1}{T_s}\left(\frac{kcal}{kg°C}\right)$ = variația de entropie a aburului la priza de termificare în procesul de cedare a căldurii consumatorului termic (fig. 1),

$S_c, \bar{t}_c \left(\frac{kcal}{kg°C}, \frac{kcal}{kg}\right)$ = entropia și entalpia condensatului de întoarcere de la consumatorul termic.

Deducerea formulei de optim se simplifică mult dacă considerăm că la consumatorul termic fluidul purtător de căldură se răcește pînă la temperatura mediului înconjurător ($t_c = t_k$, $S_c = S_k$). Randamentul termic absolut al ciclului cu supraîncălzire intermediară va fi

$$\eta_t = \frac{N_E}{Q_1} = \frac{N_k + N_T}{G(q_0 + \Delta i_s)}. \tag{17}$$

Deoarece conform cu (15) $N_k + N_T = N_E = \text{const.}$, condiția de maxim a randamentului va fi dată de ecuația

$$\frac{\partial}{\partial T_s}[G(q_0 + \Delta i_s)] = 0. \tag{18}$$

Mai des, în calculele tehnico-economice intervine mărimea randamentului raportat la producerea de energie electrică,

$$\eta_W = \frac{N_E}{Q_1 - Q_c}. \tag{19}$$

Deoarece conform cu (15) $Q_c = \text{const.}$, maximul η_w va fi de asemenea dat de ecuația (18).

Din expresia lucrului mecanic realizat în ciclul complex (16) găsim

$$G = \frac{N_E + Q_c\left[1 - \frac{T_k}{T_0^*}\right]}{q_0 + \Delta i_s - \Delta S_T T_k}. \tag{20}$$

Notăm suma a două mărimi constante $N_E + Q_c = B$. În continuare, ținînd seama de expresia (20), găsim

$$G(q_0 + \Delta i_s) = \frac{B - Q_c \frac{T_k}{T_0^*}}{\eta^s_{cond}} \tag{21}$$

unde

$$\eta^s_{cond} = 1 - \frac{T_k \Delta S_T}{q_0 + \Delta i_s} \tag{22}$$

reprezintă randamentul absolut al ciclului de condensație pură cu supraîncălzire intermediară.

Ecuația de optim a parametrului T_s din relația (18) se obține folosind relația (21),

$$\frac{\partial}{\partial T_s}\left[\frac{B - Q_c \frac{T_k}{T_0^*}}{\eta^s_{cond}}\right] = \frac{Q_c \frac{\partial T_0^*}{\partial T_s} \cdot \frac{T_k}{(T_0^*)^2} - G(q_0 + \Delta i_s)\frac{\partial \eta^s_{cond}}{\partial T_s}}{\eta^s_{cond}}. \tag{23}$$

Ținînd seama de relațiile (3) și (22), găsim

$$\frac{\partial \eta^s_{cond}}{\partial T_s} = -\frac{T_k C_p / T_s + C_p\left(1 - \eta^s_{cond}\right)}{q_0 + \Delta i_s}. \tag{24}$$

Înlocuind valoarea $\frac{\partial \eta^s_{cond}}{\partial T_s}$ în relația de maxim a randamentului (23), explicităm valoarea parametrului T_s al cărui optim ne interesează,

$$T_s^{opt} = \frac{T_k}{1 - \eta^s_{cond} + \frac{G_c}{G} \cdot \frac{\partial T_g^*}{\partial T_s} \cdot \frac{T_k}{T_g^*} \cdot \frac{1}{C_p}}, \tag{25}$$

unde G_c reprezintă cantitatea de abur ce se livrează la priza de termificare

$$G_c = \frac{Q_c}{i_g - t_k} = \frac{Q_c}{T_g^* \Delta S_T}. \tag{26}$$

În continuare, înlocuind în (25) $\frac{\partial T_g^*}{\partial T_s}$ cu expresia (10) găsită anterior, ecuația de optim devine

$$T^s_{opt} = \frac{T_k \left[1 + \frac{G_c}{G}\left(\frac{T_g}{T_g^*} - 1\right)\right]}{1 - \eta^s_{cond}}. \tag{27}$$

Dacă condensatul de la consumatorul termic revine cu o temperatură $t_c \neq t_k$ și entropie $S_c \neq S_k$, notînd

$$S_c - S_k = \sigma,$$

$$t_c - t_k = n,$$

se poate demonstra că ecuația de optim a temperaturii adiabatice de supraîncălzire intermediară va fi dată de relația

$$T^s_{opt} = \frac{T_k \left[1 + \frac{G_c}{G}(T_g/T_g^* - 1) + \frac{\sigma T_k - n\left(1 - \eta^s_{cond}\right)}{i_g - t_c} \cdot \frac{T_g}{T_k}\right]}{1 - \eta^s_{cond}} \tag{28}$$

sau sub o formă mai expresivă

$$T_s^{opt} = \frac{T_k}{\left(1 - \eta^s_{cond}\right)_{opt}}\left(1 - \frac{G_c}{G}\right) + \frac{G_c}{G}\frac{T_g}{\left(1 - \eta^s_{c.p}\right)_{opt}}, \tag{29}$$

în care $\eta^s_{c.p}$ este randamentul ciclului cu contrapresiune p_c.

Din ecuația de optim în forma (29), rezultă că în cazul ciclului complex, valoarea optimă a temperaturii adiabatice t_s se află între valorile corespunzătoare ciclului cu condensație pură și ciclului cu contrapresiune [vezi formulele (7) și (11)].

Cu cît raportul $\frac{G_c}{G}$ va fi mai mare, cu atît T_s^{opt} se va apropia de valoarea sa optimă pentru ciclul cu contrapresiune, iar la limită, cînd $\frac{G_c}{G} = 1$ (ciclul cu contrapresiune pur), formula (29) va coincide cu formula (11), găsită anterior pentru ciclurile cu contrapresiune.

În cazul $\frac{G_c}{G} = 0$, ciclul complex devine un ciclu de condensație pură și formula (29) coincide cu formula (7) dedusă anterior pentru cazul ciclurilor de condensație [3]. Observăm că în cazul $0 < \frac{G_c}{G} < 1$ valorile η^s_{cond} și $\eta^s_{c,p}$ nu sînt maxime, ele corespunzînd zonei optime de temperatură t_s pentru care randamentul absolut al ciclului complex este maxim.

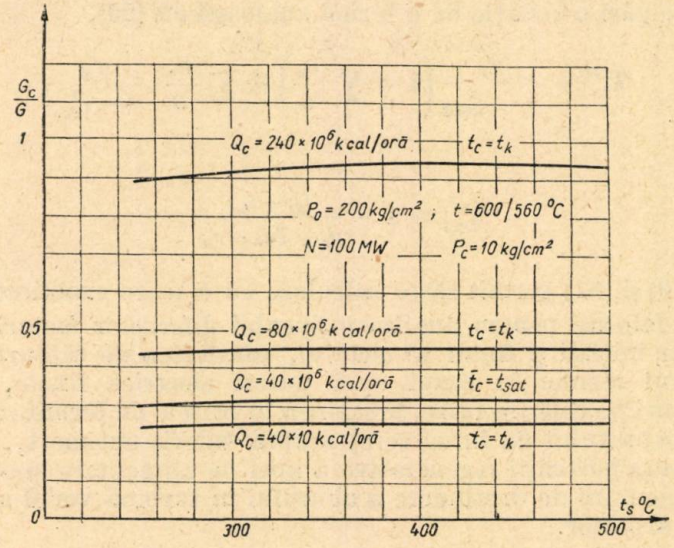


Fig. 5. — Variația raportului $\frac{G_c}{G}$ în funcție de temperatura adiabatică de supraîncălzire intermediară t_s la diferite valori ale debitului de abur din priza de termificare.

Din condițiile suplimentare care s-au impus în cadrul problemei (15), se poate deduce că raportul $\frac{G_c}{G}$ este aproximativ constant la schimbarea parametrului t_s, în special la valori mici ale încărcării termice. În figura 5 se dau valorile pentru diferite valori ale încărcării termice cînd puterea electrică $N_E = 100$ MW. Raportul $\frac{G_c}{G}$ fiind o mărime aproximativ constantă pentru un cuplu de valori dat (încărcarea electrică și termică), rezolvarea ecuațiilor de optim (27), (28) sau (29) este cu mult simplificată.

În cazul în care turbina are z prize de termificare (situate la un nivel de presiuni inferior presiunii de supraîncălzire intermediară p_s), se poate deduce ușor pe baza relațiilor anterioare ecuația de optim

$$T_s^{opt} = \frac{T_k\left[1 + \sum_z \frac{G_{cj}}{G}\left(\frac{T_{gj}}{T^*_{gj}} - 1\right)\right]}{1 - \eta^s_{cond}}, \qquad (30)$$

unde

$T_{\varphi j}$ (°K) = temperatura aburului în priza j de termificare,

$T^*_{\varphi j}$ (°K) = temperatura medie termodinamică de cedare a căldurii a aburului din priza j de termificare,

G_{cj} $\left(\frac{\text{kg}}{\text{h}}\right)$ = cantitatea de abur din priza j de termificare livrată consumatorului termic,

sau se poate găsi o ecuație de o formă analoagă cu (29),

$$T_s^{opt} = \frac{T_k}{1 - \eta^s_{cond}} \left(1 - \sum_z \frac{G_c}{G}\right) + \sum \frac{G_c}{G} \cdot \frac{T_{\varphi j}}{1 - \eta^s_{cp,j}}, \tag{31}$$

unde

$$\eta^s_{cp,j} = 1 - \frac{i_{\varphi j} - t_{c,j}}{q_0 + \Delta i_s - \tau_{ij}}. \tag{32}$$

Ecuațiile (30) și (31) permit să se calculeze cu o mare exactitate valoarea t_s^{opt} și pot fi folosite pentru analiza influenței diferiților factori (mărimea parametrilor inițiali și finali ai ciclului, cantitatea de căldură cedată la consumatorul termic în cazul unei puteri electrice fixate, distribuția acestei călduri pe diferite prize, presiunea în prizele de termificare, temperatura condensatului de întoarcere) asupra valorii optime t_s.

Influența încălzirii regenerative a apei de alimentare și a ireversibilității fenomenului de destindere a aburului în turbină vor fi analizate în paragraful următor.

Exemplu de calcul

Considerăm ciclul complex de termificare cu parametrii inițiali $p_0 = 200$ ata, $t = 600/560$°C, presiunea în priza de termificare $p_c = 10$ ata, presiunea în condensator $p_k = 0{,}03$ ata, puterea electrică $N_E = 100$ MW, încărcarea termică $Q_c = 80 \cdot 10^6$ kcal/h; condensatul revine de la consumatorul termic la entalpia de saturație $t_c - 181{,}3$ $\frac{\text{kcal}}{\text{kg}}$.

Pentru aplicarea formulei (28) calculăm coeficienții respectivi pentru o valoare prealabil aleasă $t_s = 420$°C,

$$T_\varphi = 537\text{°K}, \quad T^*_\varphi = 455\text{°K}, \quad \frac{G_c}{G} = 0{,}555, \quad i_\varphi = 760 \ \frac{\text{kcal}}{\text{kg}},$$

$$\sigma = 0{,}5088 - 0{,}0835 = 0{,}4253 \ \frac{\text{kcal}}{\text{kg°C}},$$

$$n = 181{,}3 - 23{,}4 = 157{,}5 \ \frac{\text{kcal}}{\text{kg}}.$$

Randamentul ciclului de condensație pură pentru $t_s = 420$°C va fi $\eta^s_{cond} = 0{,}479$.

Înlocuind coeficienții calculați în formula (28), găsim

$$T_s^{opt} = \frac{297}{1-0{,}479}\left\{1 + 0{,}555\left[\left(\frac{537}{455} - 1\right) + \frac{126{,}314 - 157{,}5\,(1-0{,}479)}{710 - 181{,}3} \cdot \frac{537}{297}\right]\right\} =$$

$= 692°K$ sau $t_s = 419°C$ și $P_s = 70$ ata,
ceea ce coincide cu valoarea t_s prealabil aleasă și corespunde perfect cu rezultatul găsit prin variantele de calcul. Dacă considerăm temperatura condensatului la întoarcere de la consumatorul termic egală cu a mediului ambiant $t_c = t_k$, vom avea $\sigma = 0$, $n = 0$,

$$\frac{G_c}{G} = 0{,}457 \text{ iar } t_s^{opt} = 379°C \ (p_s^{opt} = 54 \text{ ata}),$$

ceea ce înseamnă o micșorare a valorii t_s^{opt} cu 40°C (aceasta corespunde unei micșorări a presiunii optime de supraîncălzire intermediară p_s^{opt} cu 16 ata).

Calculele efectuate pentru cazul micșorării sarcinii termice de la $80 \cdot 10^6$ kcal/h la $40 \cdot 10^6$ kcal/h, pe baza formulei (27), conduc la o micșorare a valorii p_s^{opt} cu circa 10 ata (de la 54 ata, la 46 ata) iar pentru cazul micșorării presiunii în priza de termificare de la 10 ata la 2 ata, pentru o sarcină termică de $80 \cdot 10^6$ kcal/h, obținem o cădere a presiunii p_s^{opt} de la 54 ata la 40 ata (circa 15 ata).

Pentru cazul a două prize de termificare, aplicarea formulei (30) permite a se găsi cu mare exactitate valoarea t_s^{opt}.

Pentru ciclul cu parametrii inițiali $p_0 = 300$ ata, $t = 650/600°C$, presiunile în prizele de termificare $p_{c1} = 3$ ata, $p_{c2} = 10$ ata, sarcinile termice $Q_{c1} = 80 \cdot 10^6 \frac{\text{kcal}}{\text{h}}$, $Q_{c2} = 40 \cdot 10^6 \frac{\text{kcal}}{\text{h}}$, puterea electrică $N_E = 100$ MW, temperatura condensatului de întoarcere egală cu temperatura mediului ambiant ($t_{c1} = t_{c2} = t_k$), calculăm pentru o valoare în prealabil aleasă $t_s = 400°C$,

$$T_{\sigma 1} = 422{,}27°K, \qquad \frac{G_{c1}}{G} = 0{,}511, \qquad T_{\sigma 1}^* = 395{,}37°K,$$

$$T_{\sigma 2} = 561{,}88°K,$$

$$\eta_{cond}^s = 0{,}5017, \qquad \frac{G_{c2}}{G} = 0{,}232, \qquad T_{\sigma 2}^* = 434{,}57°K.$$

Introducînd valorile calculate în formula (30) găsim

$$T_s^{opt} = \frac{297}{1-0{,}5017}\left[1 + 0{,}511\left(\frac{422{,}27}{395{,}37} - 1\right) + 0{,}232\left(\frac{561{,}88}{434{,}57} - 1\right)\right] =$$

$$= 657{,}17°K \text{ sau } t_s^{opt} = 384{,}17°C.$$

Prin repetarea calculului pentru $t_s=392°C$, $p_s=69$ ata, aplicînd formula (30) găsim același rezultat, care coincide perfect cu variantele de calcul.

§. 3. CICLUL COMPLEX REAL CU UNA SAU MAI MULTE PRIZE DE TERMIFICARE

În cazul ciclurilor reale trebuie luat în considerație un nou factor și anume ireversibilitatea procesului de destindere a aburului în turbină.

Notăm cu η^s_{oi} și η^i_{oi} randamentele relative interne ale turbinei respectiv în partea de înaltă presiune (pînă la supraîncălzirea intermediară) și în partea de joasă presiune (după supraîncălzirea intermediară pînă la presiunea în condensator) iar cu η^c_{oi} — randamentul relativ intern al treptelor turbinei după supraîncălzirea intermediară pînă la presiunea prizei de termificare p_c.

Cu h^s_T, h^i_T, h^c_T notăm căderile respective adiabatice în turbină.

În acest caz, putem scrie expresia randamentului absolut al ciclului complex

$$\eta^s_i = \frac{N_E}{G\,[q^r_0 + \Delta i_s - h^s_T(1-\eta^s_{oi})]}, \tag{33}$$

unde $q^r_0 = i_0 - \bar{t}_a \left(\frac{\text{kcal}}{\text{kg}}\right)$ = cantitatea de căldură cedată ciclului de bază în cazul încălzirii regenerative a apei de alimentare pînă la entalpia $\bar{t}_a$.

Notăm în continuare

$$\frac{\partial h^s_T}{\partial T_s} \approx \frac{\Delta h^s_T}{\Delta T_s} = a_s,$$

$$\frac{\partial h^i_T}{\partial T_s} \approx \frac{\Delta h^i_T}{\Delta T_s} = a_i,$$

$$\frac{\partial h^c_T}{\partial T_s} \approx \frac{\Delta h^c_T}{\Delta T_s} = d_i.$$

Coeficienții a_s, a_i, d_i se pot calcula din diagrama *i-s* dînd o variație valorii t_s în zona de optim.

Pentru fluxul de abur ce merge în condensator $(G-G_c)\frac{\text{kg}}{\text{h}}$, variația presiunii de supraîncălzire intermediară conduce la o schimbare a randamentului ultimelor trepte ale turbinei, deoarece se schimbă umiditatea aburului.

Pentru a ține seama de acest efect, introducem termenul $y_i = \frac{\partial \eta^i_{oi}}{\partial T_s}$, care poate fi calculat pe baza curbelor $\eta_{oi} = f(p_s)$ [3], [5].

De asemenea, trebuie avută în vedere variația randamentului relativ intern al turbinei în cilindrul de înaltă presiune η^s_{oi} la variații ale presiunii de supraîncălzire intermediară $\left[y_s = \frac{\partial \eta^s_{oi}}{\partial T_s}\right]$ [3].

Ținînd seama de toți factorii ce influențează mărimea t_s^{opt}, se poate găsi formula de optim

$$T_s^{opt} = \frac{T_k\left(1-\frac{G_c}{G}\right) + T_g \frac{G_c}{G} \cdot \frac{i_k - t_k}{i_g - t_c}}{A\,(1-\eta^s_{cond}) + B\left(1-\frac{G_c}{G}\right) + C\,\frac{G_c}{G} \cdot \frac{i_k - t_k}{i_g - t_c}}, \tag{34}$$

unde

$\eta^s_{cond,\,i}$ = randamentul absolut al ciclului real cu condensație,

$i_k - t_k \left(\frac{\text{kcal}}{\text{kg}}\right)$ = căldura cedată de 1 kg abur în condesator,

$i_g - t_c \left(\frac{\text{kcal}}{\text{kg}}\right)$ = căldura cedată de 1 kg abur consumatorului termic de la priza de termificare,

$$A = 1 + a_s(1-\eta^s_{oi}) - y_s \frac{h^s_T}{C_p}.$$

$$B = \frac{a_i}{C_p}(1-\eta^i_{oi}) - \frac{y_i}{C_p} h^i_T.$$

$$C = \frac{d_i}{C_p}(1-\eta^c_{oi}).$$

În cazul cînd turbina este prevăzută cu 2—3 prize reglabile pentru termificare și condensatorul revine de la consumatorul de căldură cu temperatura mediului ambiant $t_c = t_k$, formula (34) devine

$$T_s^{opt} = \frac{T_k\left[1 + \sum_z \frac{G_{cj}}{G}\left(\frac{T_{gj}}{T^*_{gj}} - 1\right)\right]}{A\,(1-\eta^s_i) + B\left(1 - \sum_z \frac{G_c}{G}\right) + \sum \frac{d_{i,j}}{c_p}(1-\eta^{cj}_{oi,j})\frac{G_{cj}}{G} \cdot \frac{T_k}{T^*_{gj}}}, \tag{35}$$

unde

T^*_{gj} (°K) = temperatura medie termodinamică a aburului în procesul de cedare de căldură consumatorului din priza j de termificare,

T_{gj} (°K) = temperatura absolută a aburului în priza j de termificare,

$\eta^c_{oi,j}$ = randamentul relativ intern al turbinei pentru treptele de turbină situate între presiunea p_s și p_{cj}.

Calculele efectuate prin aplicarea formulelor (34) sau (35) au arătat o perfectă coincidență a rezultatelor cu variantele de calcul.

CONCLUZII

Rezolvarea analitică a problemei determinării presiunii optime de supraîncălzire intermediară permite să se calculeze relativ ușor și cu suficientă exactitate valorile optime ale acestei presiuni, ținînd seama de

influenţa tuturor factorilor ca parametrii iniţiali şi finali ai ciclului, raportul sarcinilor termice şi electrice în ciclu, presiunea în priza de termificare, temperatura condensatului de întoarcere, randamentele relativ interne ale turbinei, regeneraţia apei de alimentare, precum şi alţi factori care nu au putut fi examinaţi în lucrarea de faţă ca : lucrul pompelor de alimentare şi pierderile de presiune în supraîncălzitorul intermediar.

ИССЛЕДОВАНИЕ ОПРЕДЕЛЕНИЯ ОПТИМАЛЬНОГО ДАВЛЕНИЯ ПРОМЕЖУТОЧНОГО ПЕРЕГРЕВА ПАРА НА МОЩНЫХ ТЕПЛОЭЛЕКТРОЦЕНТРАЛЯХ (ТЭЦ)

КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ

В работе излагается аналитический метод расчета оптимального давления промежуточного перегрева пара на ТЭЦ с одной или несколькими точками отбора пара для теплофикации. Одновременно анализируется повышение к.п.д. благодаря промежуточному перегреву, в зависимости от давления пара в теплофикационном отборе.

ОБЪЯСНЕНИЕ РИСУНКОВ

Рис. 1. — Цикл промежуточного перегрева в диаграмме $T — S$.

Рис. 2. — Изменение относительного повышения к.п.д.,вызванного промежуточным перегревом в зависимости от противодавления в цикле: *a*) $p_0 = 300$ ата, $t = 650/600°C$; *b*) $p_0 = 200$ ата, $t = 600/650°C$.

Рис. 3. — Изменение абсолютного к.п.д. цикла в зависимости от адиабатной температуры промежуточного перегрева при различных значениях противодавления p_c : *a*) $p_0 = 300$ ата, $t = 650/600°C$; *b*) $p_0 = 200$ ата, $t = 600/560°C$.

Рис. 4. — Изменение температуры пара в точке отбора для теплофикации в зависимости от адиобатной температуры промежуточного перегрева t_s ($p_0 = 300$ ата, $t = 650/600°C$).

Рис. 5. — Зависимость соотношения $\frac{G_c}{G}$ от адиабатной температуры промежуточного перегрева t_s при различных значениях расхода пара в точке отбора для теплофикации.

ÉTUDE SUR LA DÉTERMINATION DE LA PRESSION OPTIMUM DE RESURCHAUFFE DE LA VAPEUR DANS LES CENTRALES ÉLECTRIQUES DE THERMIFICATION À GRANDE PUISSANCE

RÉSUMÉ

Dans ce travail, l'auteur expose une méthode analytique pour le calcul de la pression optimum de resurchauffe de la vapeur dans les centrales thermoélectriques possédant une ou plusieurs prises de thermifi-

cation. Il analyse, en outre, l'accroissement du rendement, en fonction de la pression de la vapeur au niveau de la prise de thermification, accroissement dû à la resurchauffe.

EXPLICATION DES FIGURES

Fig. 1. — Cycle à resurchauffe du diagramme $T-S$.

Fig. 2. — Accroissement relatif du rendement par resurchauffe, en fonction de la contre-pression dans le cycle : *a*) $p_0 = 300$ ata, $t = 650/600°C$; *b*) $p_0 = 200$ ata, $t = 600/650°C$.

Fig. 3. — Variation du rendement absolu du cycle, en fonction de la température adiabatique de resurchauffe pour différentes valeurs de la contre-pression p_c : *a*) $p_0 = 300$ ata, $t = 650/600°C$; *b*) $p_0 = 200$ ata, $t = 600/560°C$.

Fig. 4. — Variation de la température de la vapeur au niveau de la prise de thermification, en fonction de la température adiabatique de resurchauffe t_s ($p_0 = 300$ ata, $t = 650/600°C$).

Fig. 5. — Variation du rapport $\frac{G_e}{G}$, en fonction de la température adiabatique de resurchauffe t_s, pour différentes valeurs du débit de vapeur de la prise de thermification.

BIBLIOGRAFIE

1. С. А. Зыков, *Применение промежуточного перегрева в цикле отопительных ТЭЦ*. Теплоэнергетика, *3*, 1958.
2. В. И. Рыжкин, *Исследование сложных циклов современных паратурбинных электростанций*. Теплоэнергетика, *4*, 1955.
3. D. Grecov, *Studiu asupra determinării presiunii optime de supraîncălzire intermediară la centrale termoelectrice de mare putere*. Energetica, 1 (1959).
4. Д. Д. Калафати, *Термодинамический анализ циклов паротурбинных установок, с промежуточным перегревом*. Теплоэнергетика, *3*, 1956.
5. В. П. Лобанов, *Новые данные о к.п.д. турбин высокого давления*. Теплоэнергетика, *4*, 1954.
6. Л. И. Кертели, В. И. Рыжкин, *Тепловые электрические станции*. Госэнергоиздат, Москва-Ленинград, 1956.
7. Соколов, Рубинштейн, Зингер, *Энергетические и технико-экономические показатели систем теплоснабжения крупных городов*. Теплоэнергетика, *8*, 1956.
8. В. Б. Пакшвер, *Американская теплоэлектроцентраль большой мощности*. Теплоэнергетика, *11*, 1956.

CONȚINUTUL TOTAL DE SĂRURI ADMIS ÎN APA DE ALIMENTARE PENTRU DIFERITE TIPURI DE CAZANE VUIA*)

DE

C. HAIDUC

Este cunoscută marea importanță pe care o reprezintă problema alimentării cu apă de o anumită calitate (din punctul de vedere al conținutului total de săruri) a cazanului Vuia. Aici amintim doar faptul că traseul de apă-abur este caracterizat prin diametre interioare ale țevilor între 8 și 14 mm, precum și prin fluxuri termice ridicate (în serpentină fluxul termic mediu atinge valori de 150 000 kcal/m^{2}h iar cel local este de circa 300 000 kcal/m^{2}h). Mici depuneri de săruri, datorite conductibilității foarte scăzute, pot duce la creșterea temperaturii pereților țevilor în serpentină și la oxidarea acestora. Astfel, la un strat de depuneri de 0,1 mm, temperatura peretelui țevii crește cu circa 300°C.

Crește de asemenea rezistența hidraulică a serpentinelor.

Calitatea apei de alimentare este determinată de următorii factori:

— parametrii aburului,
— regimul de funcționare,
— schema adoptată,
— natura consumatorului.

Pentru alegerea unui tip de cazan Vuia care să fie executat și experimentat de către un colectiv al Institutului de energetică, a fost necesar să se dea relații de calcul și să se compare din punctul de vedere al conținutului total de săruri admis în apa de alimentare diversele tipuri de cazane Vuia.

Drept criteriu de comparație a fost ales conținutul total de săruri din apa de alimentare, întrucît s-a considerat că alimentarea cazanelor Vuia de același tip cu abur saturat și supraîncălzit se face cu apă de aceeași compoziție chimică. Această mărime poate servi numai pentru compararea diferitelor scheme, urmînd ca apoi calitatea apei de alimentare (duritatea,

*) Lucrare prezentată la sesiunea de comunicări a Institutului de energetică din 17—18 aprilie 1959.

alcalinitatea şi conţinutul total de săruri) să fie determinate pe cale experimentală.

Din punctul de vedere al schemei de circulaţie cazanele Vuia pot fi divizate în şase tipuri şi anume :

1. cazane Vuia cu circulaţie forţată, tambur separator, fără supraîncălzitor ;

2. cazane Vuia cu circulaţie forţată, tambur separator şi supraîncălzitor ;

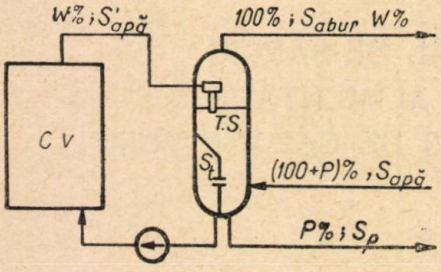


Fig. 1. — Schema principială a instalaţiei de cazan Vuia cu circulaţie forţată, tambur separator, fără supraîncălzitor.

3. cazane Vuia cu străbatere forţată, cu separator, fără supraîncălzitor ;

4. cazane Vuia cu străbatere forţată, cu separator şi supraîncălzitor ;

5. cazane Vuia cu străbatere forţată, fără supraîncălzitor ;

6. cazane Vuia cu străbatere forţată, cu supraîncălzitor.

După parametrii, cele şase tipuri de cazane Vuia se împart în două categorii şi anume :

1) cazane Vuia pentru abur saturat ;

2) cazane Vuia pentru abur supraîncălzit.

În cele ce urmează se face determinarea relaţiilor de calcul al anumitor mărimi care caracterizează regimul de alimentare cu apă a diferitelor tipuri de cazane Vuia.

I. *Cazan Vuia cu circulaţie forţată, tambur separator cu ciclon interior, fără supraîncălzitor* (la presiunea $P_0 = 13$ ata şi temperatura de saturaţie).

Notaţii

CV — Cazan Vuia
TS — tambur separator
100 % — debitul de abur în %
S_{abur} — conţinutul total de săruri în abur în mg/kg
W — umiditatea aburului la ieşirea din tamburul separator în %
W' — umiditatea aburului la intrare în tamburul separator în %
m — factor de circulaţie (raportul între debitul de apă recirculat şi debitul nominal de abur)
P — debitul purjei în % din debitul de abur
S_p — conţinutul total de săruri în purjă în mg/kg
$S_{apă}$ — conţinutul total de săruri al apei din umiditatea aburului la intrare în tamburul separator în mg/kg
S_t — conţinutul total de săruri în tamburul separator în mg/kg.

Pentru schema din figura 1 se poate scrie ecuaţia de bilanţ a sărurilor

$$(100 + P)\, S_{apă} + 100\,(m - 1 + W')\, S'_{apă} = \\ = 100\, mS_t + 100\, S_{abur} + P\, S_p. \qquad (1)$$

Dacă se notează

$$K = \frac{S_{abur}}{S_p} 100, \tag{2}$$

unde K este coeficientul de antrenare a sărurilor cu aburul, şi se introduce S_p din (2) în (1), se obţine

$$(100 + P) S_{apă} + 100 (m - 1 + W') S'_{apă} = 100 m S_t +$$

$$100 S_{abur} + P \frac{S_{abur}}{K} 100. \tag{3}$$

În relaţia (3) se observă că mărimile W' şi S_t sînt necunoscute. Aceste mărimi se pot exprima în funcţie de factorul de circulaţie.

Din figura 1, se observă că pentru cazanul propriu-zis se poate scrie ecuaţia de bilanţ a sărurilor

$$100 m S_t = 100 (m - 1 + W') S'_{apă}; \tag{4}$$

de aici

$$S_t = \frac{m - 1 + W'}{m} S'_{apă}, \tag{5}$$

Umiditatea W' raportată la debitul de emulsie ce iese din cazan se poate exprima sub forma

$$W' = \frac{W}{100 m}, \tag{6}$$

unde W este umiditatea conţinută într-un debit de abur de 100% înainte de tamburul separator.

Introducînd pe W' în relaţia (5), se obţine

$$S_t = \left(1 - \frac{1}{m} + \frac{W}{100 m^2}\right) S'_{apă}. \tag{7}$$

Relaţia pentru conţinutul total de săruri în abur se obţine introducînd pe W' şi S_t din relaţiile (6) şi (7) în (3),

$$S_{abur} = \frac{K}{100} \cdot \frac{100 + P}{P + K} S_{apă} \text{ mg/kg}, \tag{8}$$

iar în mărimi relative

$$\frac{S_{abur}}{S_{apă}} = \frac{K}{100} \cdot \frac{100 + P}{P + K}. \tag{9}$$

În această relaţie valoarea coeficientului K variază de la 0,01 la 0,05 [1]. Valorile mici ale lui K corespund unei antrenări mici de umiditate cu aburul la ieşire din ciclon, iar valorile mari unor umidităţi mai mari ale aburului. Variaţia coeficientului K cu sarcina se determină experimental pentru fiecare sistem de separare.

Concentrația de săruri în purjă pentru schema din figura 1 se poate scrie folosind relațiile (2) și (9)

$$S_p = \frac{100 + P}{P + K} S_{apă}, \tag{10}$$

iar în mărimi relative

$$\frac{S_p}{S_{apă}} = \frac{100 + P}{P + K}. \tag{11}$$

În figura 2 este dată dependența concentrației relative a sărurilor în purjă în funcție de mărimea purjei.

Din figura 2 rezultă că valoarea concentrației relative a sărurilor în purjă variază mult cu varierea procentului de purjă. Această variație crește cu scăderea purjei. De aici rezultă, de asemenea, că pentru valori mici ale coeficientului de extracție, influența acestuia asupra concentrației relative a sărurilor în purjă este foarte mică (pentru diferiți K punctele se suprapun). Din figura 2 rezultă că cea mai eficace cale pentru micșorarea procentului de purjă o constituie realizarea unei concentrații mari de săruri în apa din tambur.

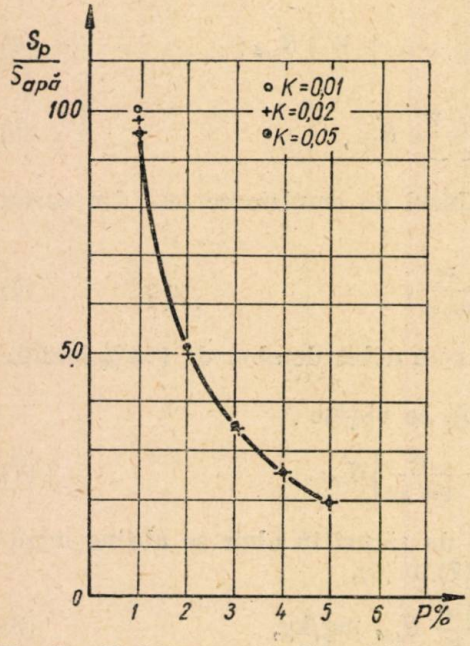


Fig. 2. — Variația concentrației relative a sărurilor în purjă în funcție de mărimea purjei, pentru diferiți coeficienți de extracție ai sărurilor la cazanul Vuia cu circulație forțată, tambur separator, fără supraîncălzitor.

Pentru a ne da mai bine seama de influența antrenării sărurilor cu aburul asupra purjei se folosesc mărimile

$$A = \frac{S_{abur}}{S_{apă}} \cdot \frac{100}{100 + P} 100\%, \tag{12}$$

$$B = \frac{S_p}{S_{apă}} \cdot \frac{P}{100 + P} 100\%, \tag{13}$$

unde A este extracția relativă de săruri cu aburul saturat, iar B extracția relativă de săruri cu purja.

Raportînd mărimile A și B se obține

$$\frac{A}{B} = \frac{S_{abur}}{S_p} \cdot \frac{100}{P} = K\frac{100}{P}. \tag{14}$$

Dînd diferite valori lui K și P în relația (14), se obține graficul din figura 3.

Din figura 3 rezultă că raportul $\frac{A}{B}$ variază mult cu variația procentului de purjă. Această variație scade cu micșorarea coeficientului de extracție a sărurilor cu aburul K :

Concentrația sărurilor în apa din serpentinele cazanului este funcție de factorul de circulație. Această dependență reiese foarte clar din relația (7). În această relație mărimea $S'_{apă}$ este funcție de parametrii la care lucrează cazanul și de compoziția sărurilor dizolvate în apă. Pentru a înlătura depunerile de săruri pe serpentinele cazanului Vuia din figura 1, este necesar ca mărimea $S'_{apă}$ să nu depășească concentrația critică de săruri pentru care încep depunerile. Astfel, pentru parametrii aburului umed sub 30 ata $S'_{apă} = 1\,500$ mg/kg [1]. Această mărime nu trebuie să fie depășită la funcționarea cazanului cu factor de circulație variabil. Punînd această condiție și admițînd $W = 5\%$, relația (7) ia forma

$$S_t = \left(1 - \frac{1}{m} + \frac{0{,}05}{m^2}\right) 1\,500. \qquad (15)$$

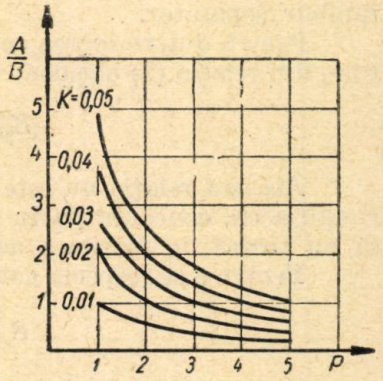


Fig. 3. — Variația raportului extracțiilor relative de săruri cu aburul și cu purja în funcție de variația în procente de purjă pentru diferiți coeficienți de extracție a sărurilor cu aburul.

Dînd factorului de circulație diferite valori, se obține variația conținutului de săruri admis în apa din tamburul separator în funcție de regimul de funcționare a cazanului Vuia din figura 1. Această variație este dată în figura 4.

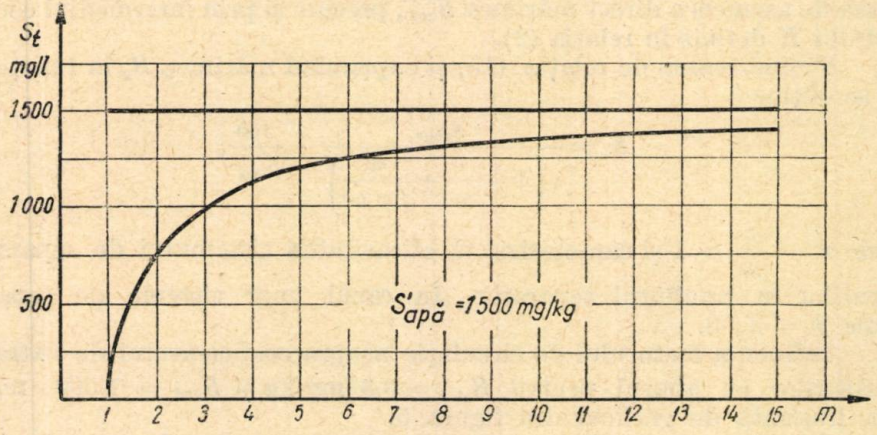


Fig. 4. — Variația conținutului de săruri admis în apa din tamburul separator al cazanului Vuia (schema din fig. 1) în funcție de factorul de circulație.

Din figura 4 rezultă marea influență pe care o are factorul de circulație asupra mărimii S_t. Această influență este mai mare în zona cu factori de circulație scăzuți și invers. Cu cît factorul de circulație este mai ridicat, cu atît concentrația de săruri admisă în tamburul separator este mai mare.

Pe figura 4 se disting de la început două zone caracteristice şi anume : zona cu m mari şi zona cu $m \to 1$, care corespunde cazanului cu străbatere forţată.

Graficele din figurile 2, 3, 4 pot fi folosite pentru diferite calcule ale regimului de alimentare cu apă a cazanului Vuia cu circulaţie forţată şi tambur separator.

Pentru determinarea conţinutului de săruri admis în apa de alimentare, din relaţia (9) obţinem

$$S_{apă}^{adm} = \frac{P + K}{100 + P} \cdot \frac{100}{K}. \tag{16}$$

Această relaţie nu este însă satisfăcătoare întrucît nu se impune şi condiţia ca, concentraţia în săruri a apei din emulsia ce iese din cazan să nu treacă de mărimea admisă.

Pentru a se respecta condiţia ultimă se foloseşte relaţia (11), de unde

$$S_{apă} = \frac{P + K}{100 + p} S_p. \tag{17}$$

Întrucît mărimea S_p nu este cunoscută, se admite cazul cel mai defavorabil pentru care $S_t = S_p$; în acest caz

$$S_{apă}^{adm} = \left(1 - \frac{1}{m} + \frac{W}{100\, m^2}\right) \frac{P + K}{100 + P} S_{apă}^{'adm}. \tag{18}$$

Din relaţia (18) rezultă că mărimea purjei influenţează serios conţinutul de săruri admis în apa de alimentare. Factorul de circulaţie influenţează de asemenea direct mărimea $S_{apă}^{adm}$, precum şi prin intermediul coeficientului K definit în relaţia (2).

Ţinînd seama de relaţia (15) şi exprimînd mărimea S_p în funcţie de S_t se obţine

$$K = \frac{S_{abur}}{n\left(1 - \frac{1}{m} + \frac{W}{100\, m^2}\right)} \cdot \frac{100}{S_{apă}^{'}}, \tag{19}$$

unde $n = \frac{S_p}{S_t} > 1$ şi caracterizează eficacitatea sistemului de separare a sărurilor în tamburul separator. În cazul unor sisteme de separare bune $n = 2\,;\ 3$.

Influenţa factorului de circulaţie asupra coeficientului de extracţie a sărurilor cu aburul pentru $S_{abur} = 0{,}3$ mg/kg şi $S_{apă}^{'} = 1\,500$ mg/kg este ilustrată de graficul din figura 5.

Din figura 5 rezultă marea influenţă pe care o are factorul de circulaţie asupra mărimii lui K. Cu creşterea factorului de circulaţie, K scade. Mărimea relativă K scade, de asemenea, cu creşterea raportului $\frac{S_p}{S_t} = n$ (adică pe măsură ce concentraţia de săruri în purjă creşte, sau scade concentraţia de săruri în tamburul separator — compartimentul de alimentare a pompei de circulaţie).

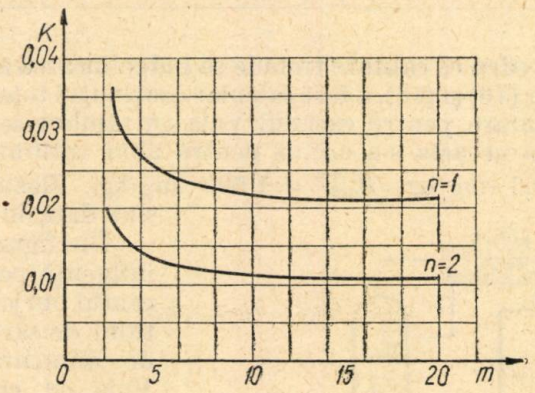


Fig. 5. — Variația coeficientului de extracție a sărurilor cu aburul în funcție de variația factorului de circulație.

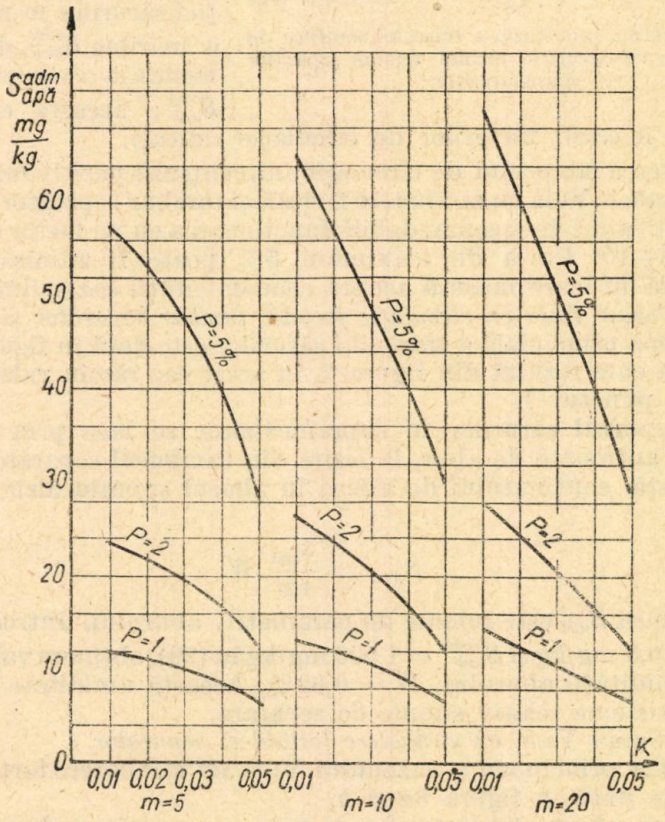


Fig. 6. — Dependența conținutului total de săruri în apa de alimentare de factorul de circulație, coeficientul de extracție a sărurilor cu aburul și mărimea purjei pentru cazanul Vuia cu circulație forțată, tambur separator, fără supraîncălzitor : $S'_{apă} = 1\,500$ mg/kg.

Pentru a vedea ce calitate trebuie să îndeplinească apa de alimentare pe baza relațiilor (16) și (18), a fost calculat conținutul total de săruri admis în apa de alimentare pentru cazanul Vuia cu tambur separator și abur saturat. Pe baza aceasta s-a admis pentru abur saturat la presiunea de 13 ata, $S^{adm}_{abur} = 0{,}3$ mg/kg, $S'^{adm}_{apă} = 1\,500$ mg/kg. Rezultatele calculate sînt date în figura 6.

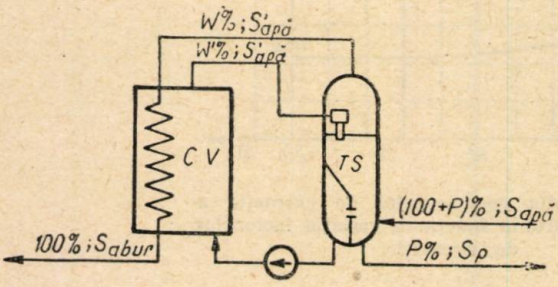


Fig. 7. — Schema principială a traseului sărurilor în cazanul Vuia cu circulație forțată tambur separator și supraîncălzitor.

Din figura 6 rezultă marea influență pe care o are procentul purjei asupra conținutului de săruri admis în apa de alimentare a cazanului Vuia cu circulație forțată. Micșorarea coeficientului de extracție a sărurilor cu aburul, adică creșterea concentrației sărurilor în purjă, pentru o mărime S^{adm}_{abur}, duce, de asemenea la o creștere a mărimii $S^{adm}_{apă}$; această creștere este mai mare în cazul factorilor de circulație ridicați.

Creșterea factorului de circulație influențează pozitiv mărimea $S^{adm}_{apă}$. Pentru cazanele Vuia cu străbatere forțată și tambur separator pentru abur saturat la 13 ata este recomandabilă funcționarea cu un factor de circulație de circa 6÷10. Purja de maximum 5% poate fi admisă întrucît nu influențează în mare măsură asupra economicității cazanului.

II. *Cazan Vuia cu circulație forțată, tambur separator și supraîncălzitor.* Schema principială a traseului sărurilor este dată în figura 7.

După cum rezultă din figura 7, în acest caz rămîn valabile relațiile deduse la punctul I.

Transportul sărurilor în supraîncălzitor se face prin intermediul umidității antrenate de abur, la ieșire din tamburul separator.

Variația conținutului de săruri în aburul supraîncălzit este dat de relația

$$S_{abur} = \frac{S'_{apă}}{100} W. \tag{20}$$

Mărimea $S'_{apă}$ este funcție de parametrii aburului. Introducînd valorile $S^{adm}_{abur} = 0{,}3$ mg/kg și $S'^{adm}_{apă} = 1\,500$ mg/kg în (20), obținem valoarea admisibilă a umidității aburului, $W = 0{,}02\%$. Această umiditate poate fi obținută cu sisteme relativ simple de separare.

III. *Cazan Vuia cu străbatere forțată și separator.*

Schema principială a cazanului Vuia cu străbatere forțată cu abur saturat este dată în figura 8*a* și *b*.

Pentru schema din figura 8 *a* se pot scrie următoarele ecuații de bilanț al sărurilor :

$$(100 + P)\, S_{apă} = PS_p + 100\, S_{abur}, \tag{21}$$

$$(100 + P)\, S_{apă} = W' S'_{apă}. \tag{22}$$

Considerăm că în cazul cazanului cu străbatere forțată și separator concentrația de săruri în purjă este egală cu concentrația sărurilor în umiditatea aburului la intrare în separator,

$$S_p = S'_{apă}.$$

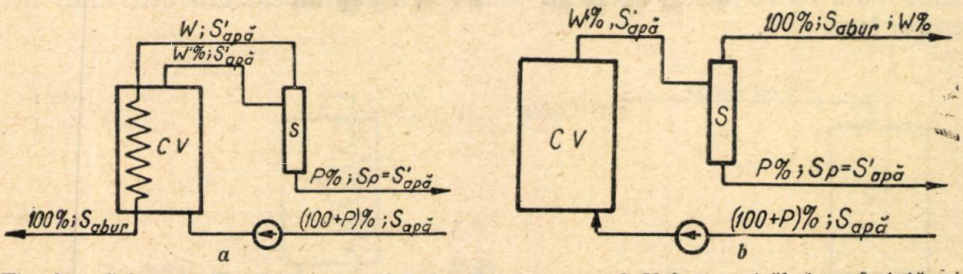


Fig. 8. — Schema principială a traseului sărurilor în cazanul Vuia cu străbatere forțată și separator: *a*) fără supraîncălzitor; *b*) cu supraîncălzitor.

Introducînd în (21), obținem relația pentru determinarea conținutului de săruri admis în apa de alimentare

$$S^{adm}_{apă} = \frac{S^{adm}_{abur} + \frac{W' + P}{100} S^{adm}_{apă}}{2\left(1 + \frac{P}{100}\right)}. \qquad (23)$$

În figura 9 se dă această variație pentru diferite valori ale purjei.

Se observă că pentru purje acceptabile de 5% conținutul de săruri admis în apa de alimentare este de 73,5 mg/kg. Cu scăderea umidității la intrare în separator pentru aceeași purjă, conținutul de săruri admis în apa de alimentare scade mult.

Din figura 9 reiese astfel marca sensibilitate a acestui cazan la varierea umidității. De asemenea, rezultă că pentru abur umed apropiat de linia de saturație conținutul de săruri admis în apa de alimentare este foarte scăzut. Astfel, pentru umidități ale aburului la ieșire din cazan sub 1% conținutul de săruri admis în apa de alimentare este de circa 10 mg/kg.

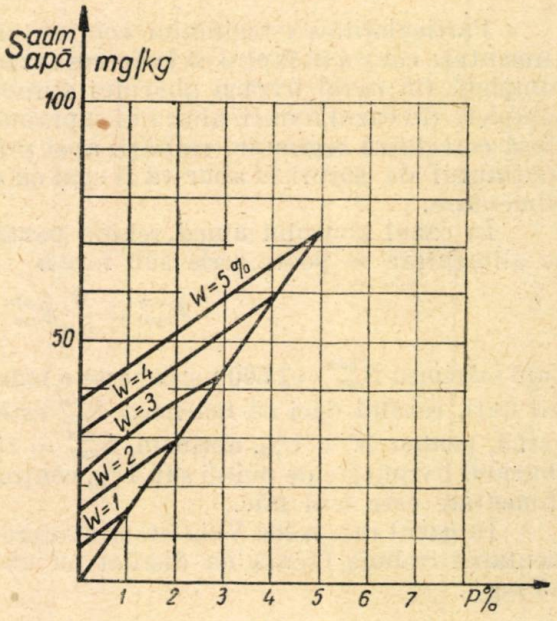


Fig. 9. — Dependența $S^{adm}_{apă} = f(p, w')$ pentru cazanul Vuia cu străbatere forțată și separator pentru $S'^{adm}_{apă} = 1\,500$ mg/kg și $S^{adm}_{abur} = 0{,}3$ mg/kg.

Cazanul Vuia cu străbatere forțată și separator nu permite separarea durității temporare și necesită un sistem special de tratare a apei care să permită obținerea unui condensat cu un conținut relativ scăzut de săruri.

IV. *Cazan Vuia cu străbatere forțată.* Schema principială a cazanului Vuia cu străbatere forțată fără și cu supraîncălzitor este dată în figura 10 *a* și *b*.

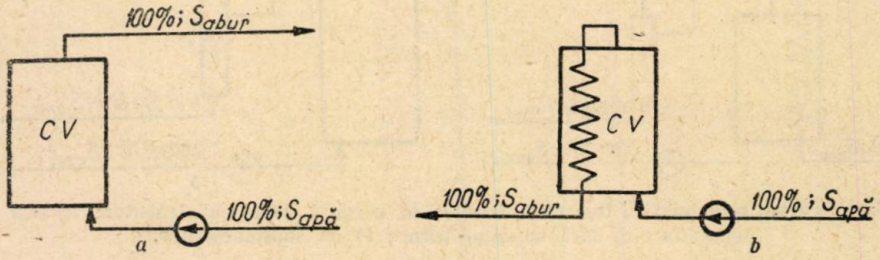


Fig. 10. — Schema principială a cazanului Vuia cu străbatere forțată: *a*) fără supraîncălzitor; *b*) cu supraîncălzitor.

Particularitatea regimului conținutului total de săruri în apa de alimentare constă în faptul că la aceste cazane are loc o vaporizare aproape completă (în cazul livrării aburului apropiat de linia de saturație) sau completă (în cazul livrării aburului supraîncălzit). În aceste cazuri este exclusă corectarea regimului calității apei prin purje. Datorită acestui fapt conținutul de săruri în abur va fi egal cu conținutul de săruri în apa de alimentare.

În cazul aburului umed, relația pentru determinarea calității apei de alimentare se poate scrie sub forma

$$S_{apă}^{adm} = \frac{W}{100} S_{apă}^{'adm}.$$

Cum mărimea $S_{apă}^{'adm} = 1\,500$ mg/kg este o mărime constantă pentru parametrii dați, rezultă deci că mărimea $S_{apă}^{adm}$ este funcție numai de umiditate. Astfel, pentru $W = 1\%$, obținem, $S_{apă}^{adm} = 15$ mg/kg. Cum însă umiditatea aburului livrat este de obicei sub 1%, conținutul de săruri admis în apa de alimentare este mai mic.

În cazul cazanelor Vuia cu străbatere forțată și supraîncălzitor alimentarea trebuie făcută cu distilat cu un conținut total de săruri de 0,5 mg/l.

CONCLUZII

1. Pe baza materialului prezentat mai sus rezultă că diferitele tipuri de cazane Vuia prezintă o serie de particularități în ceea ce privește conținutul total de săruri din apa de alimentare. Aceste particularități determină în mare măsură domeniul de utilizare a diferitelor tipuri de cazane Vuia.

2. Din punctul de vedere al conținutului total de săruri admis în apa de alimentare, cazanele Vuia se pot clasa după cum urmează :

a. Cazane Vuia cu circulație forțată și tambur separator cu $S_{apă}^{adm} = 40 \div 60$ mg/kg (fig. 6).

b. Cazane Vuia cu străbatere forțată și separator cu $S_{apă}^{adm} = 50$ mg/kg. Necesită un sistem de epurare a durității temporare, ceea ce le micșorează economicitatea.

c. Cazane Vuia cu străbatere forțată:

— pentru abur saturat $S_{apă}^{adm} = 15$ mg/kg pentru $W = 1\%$,

— pentru abur supraîncălzit $S_{apă}^{adm} = 0{,}3$ mg/kg :

3. Din punctul de vedere al variațiilor de sarcină, cele mai puțin sensibile cazane sînt cazanele Vuia cu circulație forțată și tambur separator. La aceste cazane variația debitului de abur sau a factorului de circulație nu duc la variații mari ale mărimii $S_{apă}^{adm}$. Aceste cazane admit conținuturi mari de săruri în apa din tamburul separator, ceea ce le face mai puțin sensibile la variații ale calității apei de alimentare.

Cazanele Vuia cu străbatere forțată și separator sînt mult mai sensibile la variații de sarcină. Astfel, mici variații ale umidității aburului pot duce la creșterea concentrației sărurilor în apa din zona de trecere și la depuneri masive de săruri în această zonă.

Cazanele Vuia cu străbatere forțată sînt cele mai sensibile la variații ale umidității aburului.

4. Avîndu-se în vedere cele de mai sus, pentru funcționarea în circuit deschis pot fi recomandate numai cazanele cu circulație forțată și tambur separator.

Cazanele Vuia cu străbatere forțată cu și fără separator se recomandă a funcționa în circuit închis și cu alimentare de la o sursă existentă de condensat.

Lucrarea de față nu are pretenția de a epuiza problema tratată. Ea necesită o verificare experimentală în urma căreia să se determine de asemenea duritatea și alcalinitatea admisă în apa de alimentare și în cazan.

ОБЩЕЕ ДОПУСТИМОЕ СОЛЕСОДЕРЖАНИЕ ВОДЫ ДЛЯ РАЗЛИЧНЫХ ТИПОВ КОТЛОВ „ВУЯ"

КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ

В настоящей статье дается классификация котлов „Вуя" с точки зрения схемы циркуляции. Приводятся соотношения и графики для вычисления общего допустимого солесодержания воды, подаваемой в различные типы котлов „Вуя". На основании расчетов излагаются выводы относительно изменения величины $C_{вода}^{доп}$ для шести типов котлов „Вуя".

ОБЪЯСНЕНИЕ РИСУНКОВ

Рис. 1. — Принципиальная схема котловой установки системы „Вуя" с принудительной циркуляцией без перегревателя.

Рис. 2. — Зависимость относительной концентрации солей в продувочной воде в зависимости от величины продувки, при различных коэффициентах уноса из котла „Вуя" с сепарационным барабаном.

Рис. 3. — Зависимость отношения относительного уноса солей паром и продувочной водой от изменения процента продувки для различных коэффициентов уноса солей паром.

Рис. 4. — Зависимость допустимого солесодержания в воде сепарационного барабана котла „Вуя" (схема на рис. 1) от степени циркуляции.

Рис. 5. — Зависимость коэффициента выноса солей паром от изменения степени циркуляции.

Рис. 6. — Зависимость общего солесодержания питательной воды от степени циркуляции, от коэффициента выноса солей паром и величины продувки для котла „Вуя" с сепарационным барабаном: $C'_{\text{воды}} = 1\,500$ мг/кг.

Рис. 7. — Принципиальная схема солеотложений в котле „Вуя" с принудительной циркуляцией, с сепарационным барабаном и перегревателем.

Рис. 8. — Принципиальная схема солеотложений прямоточного котла „Вуя" с сепаратором: a) без перегревателя; b) с перегревателем.

Рис. 9. — Зависимость $C^{\text{доп}}_{\text{воды}} = f(p, w')$ для прямоточного котла „Вуя" с сепаратором при $C'^{\text{доп}}_{\text{воды}} = 1\,500$ мг/кг и $C^{\text{доп}}_{\text{пара}} = 0{,}3$ мг/кг.

Рис. 10. — Принципиальная схема прямоточного котла „Вуя" a) без перегревателя b) с перегревателем.

LA TENEUR TOTALE EN SELS ADMISE POUR L'EAU D'ALIMENTATION DES DIVERS TYPES DE CHAUDIÈRES VUIA

RÉSUMÉ

L'auteur propose un classement des chaudières Vuia, au point de vue du schéma de circulation. Il indique les relations et les graphiques nécessaires au calcul de la teneur totale en sels admise pour l'eau d'alimentation des divers types de chaudières Vuia. En vertu des calculs, on présente les conclusions concernant la variation de la grandeur S^{adm}_{eau} pour 6 types de chaudières Vuia.

EXPLICATION DES FIGURES

Fig. 1. — Schéma de principe d'une installation de chaudière Vuia à circulation forcée, tambour separateur, sans surchauffeur.

Fig. 2. — Variation de la concentration relative des sels dans la purge, fonction de la valeur de cette dernière, pour divers coefficients d'extraction des sels dans le cas de la chaudière Vuia à circulation forcée, tambour séparateur, sans surchauffeur.

Fig. 3. — Variation du rapport des extractions relatives de sels au moyen de la vapeur et du purgeur, fonction de la variation en pour-cent de la purge, pour divers coefficients d'extraction des sels par la vapeur.

Fig. 4. — Variation de la teneur en sels admise pour l'eau du tambour séparateur de la chaudière Vuia (schéma de la figure 1), fonction du facteur de circulation.

Fig. 5. — Variation du coefficient d'extraction des sels par la vapeur, fonction de la variation du facteur de circulation.

Fig. 6. — Dépendance de la teneur totale en sels de l'eau d'alimentation, du facteur de circulation, coefficient d'extraction des sels par la vapeur et valeur de la purge pour la chaudière Vuia à circulation forcée, tambour séparateur, sans surchauffeur: $S'_{eau} = 1\,500$ mg/kg.

Fig. 7. — Schéma de principe du tracé des sels dans la chaudière Vuia à circulation forcée, tambour séparateur et surchauffeur.

Fig. 8. — Schéma de principe du tracé des sels dans la chaudière Vuia à pénétration forcée et séparateur. *a*) sans surchauffeur ; *b*) avec surchauffeur.

Fig. 9. — Dépendance $S^{adm}_{eau} = f\ (p,\ w')$ pour la chaudière Vuia à pénétration forcée, pour $S'^{adm}_{eau} = 1\,500$ mg/kg et $S^{adm}_{vap} = 0{,}3$ mg/kg.

Fig. 10. — Schéma de principe de la chaudière Vuia à pénétration forcée: *a*) sans surchauffeur ; *b*) avec surchauffeur.

BIBLIOGRAFIE

1. Т. Х. Маргулова, *Методы получения чистого пара*. Госэнергоиздат, Москва-Ленинград, 1955.
2. М. А. Стырикович, *Внутрикотловые процессы*. Госэнергоиздат, Москва-Ленинград, 1954.
3. М. С. Скроб, *Водоподготовка*. Госэнергоиздат, Москва-Ленинград, 1950.

RAŢIONALIZAREA ÎN ELECTROMAGNETISM ŞI INTERPRETĂRILE EI *)

DE

R. RĂDULEŢ

MEMBRU CORESPONDENT AL ACADEMIEI R.P.R.

şi AL. TIMOTIN

1. PROBLEMELE RAŢIONALIZĂRII

1.1. *Structura teoriilor de cîmp.* Teoriile cîmpurilor de forţă se constituie în următoarele etape : se stabilesc stările pe care trebuie să le aibă corpurile, pentru ca asupra lor cîmpul să exercite forţe şi momente (adică acţiuni ponderomotoare). Se introduc în studiu mărimile de stare ale corpurilor, cu ajutorul cărora se descriu aceste stări, cum şi mărimile de stare ale cîmpului, care intervin în expresia acţiunilor ponderomotoare exercitate de el asupra corpurilor. Se stabilesc apoi legile după care corpurile produc cîmpul, în funcţie de mărimile lor de stare menţionate mai sus. Astfel, corpurile exercită numai indirect forţe şi momente asupra altor corpuri, prin intermediul cîmpului de forţă pe care-l produc şi care exercită direct, asupra lor, aceste forţe şi momente. Atît mărimile de stare ale cîmpului, cît şi mărimile de stare ale corpurilor, intervin deci, în general, în cel puţin două relaţii matematice ale teoriei, dintre care una se referă la acţiunile ponderomotoare exercitate de cîmp, iar cealaltă se referă la legile de producere a cîmpului.

1.2. *Raţionalizarea.* La început, legile de producere a cîmpurilor de forţă au fost cunoscute în cîmpuri staţionare şi au fost formulate în spiritul teoriei acţiunii la distanţă (de exemplu sub forma care rezultă din legea gravitaţiei universale şi din legea lui Coulomb). Abia ulterior s-au descoperit formele cele mai generale ale producerii acestor cîmpuri. Din compararea celor două forme s-a constatat că, dacă în una dintre ele nu intervin coeficienţi numerici diferiţi de unitate, astfel de coeficienţi (ca 4π) pot interveni în cea de-a doua formă a legilor. În tendinţa de a da o expresie cît mai simplă celor mai generale legi de producere a cîmpurilor de forţă, fizicienii au propus operaţia de raţionalizare.

*) Lucrare prezentată la Sesiunea cadrelor didactice a Institutului politehnic Bucureşti, din 18 octombrie 1958.

Se numește raționalizare operația prin care factorii de proporționalitate adimensionali cu valoare diferită de unitate dispar din cele mai generale forme ale relațiilor și legilor unei teorii de cîmp, cînd aceste relații și legi sînt exprimate cu ajutorul primelor mărimi introduse în formularea teoriei.

În fizică, legile cîmpurilor de forță (ale cîmpului de gravitație, ale cîmpului electromagnetic și ale cîmpului mezonic) ocupă un rol important alături de legile mecanicii, acusticii, opticii și căldurii. Teoriile cîmpului electromagnetic și mezonic au avut de la începutul lor aplicații numeroase în tehnică, spre deosebire de teoria cîmpului de gravitație, care începe să aibă abia acum importanță pentru tehnică și a prezentat în trecut numai interes teoretic, în mecanica cerească. Teoria cîmpului mezonic este însă o ramură nouă a fizicii, într-o situație de început, în care nu se stăpînesc încă legile ei generale. De aceea, dintre legile cîmpurilor de forță, tehnicienii au mînuit pînă în prezent, în principal, legile cîmpului electromagnetic — și raționalizarea s-a introdus în electromagnetism.

În legătură cu această raționalizare, de care ne ocupăm, se ridică trei probleme principale, care au făcut sau fac încă obiectul unor controverse.

Prima problemă se referă la oportunitatea adoptării raționalizării în electrotehnică.

A doua problemă se referă la stabilirea speciilor de mărimi fizice afectate (variate) respectiv neafectate (invariate) prin raționalizare.

Din acest punct de vedere, se deosebesc trei tipuri de raționalizare, caracterizabile prin speciile de mărimi invariate prin raționalizare: raționalizarea prin invarierea primelor mărimi introduse în formularea teoriei (cum sînt sarcina electrică, curentul electric, intensitatea cîmpului electric, inducția magnetică etc.), numită și raționalizarea tip Giorgi; raționalizarea prin invarierea unor produse între constantele universale și mărimile de mai sus, numită și raționalizarea mixtă; raționalizarea prin invarierea constantelor universale, numită și raționalizarea simetrică (Heaviside).

A treia problemă se referă la interpretarea raționalizării în privința genului de schimbări pe care raționalizarea le impune mărimilor afectate. Din acest punct de vedere se deosebesc: raționalizarea mărimilor cu păstrarea unităților și raționalizarea unităților cu păstrarea mărimilor.

Cele trei probleme principale, ridicate de raționalizarea în electromagnetism, nu prezintă aceeași importanță din punctul de vedere al descrierii proprietăților fizice. De aceea, în cele ce urmează ne vom ocupa în special de consecințele pe care o prezentare sistematică a conceptelor de mărime fizică și a operațiilor cu mărimi, măsuri și unități o are asupra problemei interpretării raționalizării. Vom urmări separarea explicită a elementelor obiective de cele convenționale, care intervin în definițiile mărimilor fizice și în formularea legilor naturii.

Prezentarea pe care o propunem cuprinde, alături de unele puncte de vedere cunoscute ([1], [2], [3], [4], [5], [6], [7]), puncte de vedere noi și se bazează pe conceptele definite în paragraful următor.

Deoarece definiția și studiul proprietăților mărimilor fizice cu o structură mai complexă (vectori, tensori etc.) se pot face și numai cu ajutorul componentelor lor scalare, ne limităm la mărimile fizice scalare.

2. SPECII DE MĂRIMI FIZICE. COMPARAREA ȘI MĂSURAREA MĂRIMILOR

2.1. *Relația de echivalență și proprietățile.* Elementele unui ansamblu de obiecte au o proprietate comună, dacă se poate stabili experimental existența unei relații binare, simetrice și tranzitive, între obiectele ansamblului, dintr-un anumit punct de vedere (o relație binară — între două elemente x și y ale unui ansamblu — notată xRy se numește : simetrică dacă xRy implică yRx; tranzitivă dacă xRy și yRz, implică xRz; asimetrică dacă xRy exclude existența lui yRx; reflexivă dacă există xRx; oricare ar fi elementele distincte $x, y, z, \ldots$ ale ansamblului). O asemenea relație se numește relație de echivalență și cu ajutorul ei obiectele ansamblului se pot repartiza în clase de echivalență disjuncte din punctul de vedere considerat.

Relația de paralelism a dreptelor din spațiu este simetrică și tranzitivă, adică este o relație de echivalență care definește proprietatea, comună tuturor dreptelor paralele, numită direcția lor. Relația de echivalență masică a două mici corpuri (definită de condiția ca, în urma ciocnirii, însoțită de cuplarea lor, după ce au fost proiectate unul contra celuilalt cu viteze egale și de sensuri contrare, corpul rezultat să rămînă în repaus în raport cu sistemul de referință inerțial la care s-au referit vitezele) este de asemenea simetrică și tranzitivă și definește o proprietate comună tuturor micilor corpuri masic echivalente, proprietate care va putea fi caracterizată prin mărimea numită masă inertă.

În teoria mulțimilor ([8]) se impune relației de echivalență și condiția de reflexivitate; echivalența obiectelor fizice care corespunde existenței unei proprietăți comune a lor se definește prin condiții fizice concrete, prin anumite operații, care presupun întotdeauna că obiectele sînt distincte. Reflexivitatea nu are în acest caz sens fizic. Nu se poate arăta experimental, de exemplu, ce înseamnă un corp echivalent masic cu el însuși.

Existența unei relații de echivalență între elemente ale lumii fizice constituie o caracteristică obiectivă a lor, suficientă pentru a permite definirea unei proprietăți fizice și necesară dar insuficientă pentru a permite definirea unei specii de mărimi fizice scalare.

2.2. *Relația de ordonare.* O proprietate se poate exprima printr-o mărime (scalară) numai dacă se poate stabili experimental între obiectele ansamblului considerat și o a doua relație, asociată relației de echivalență, care să fie binară, asimetrică și tranzitivă. O asemenea relație se numește relație de ordonare și cu ajutorul ei clasele de echivalență corespunzătoare proprietății fizice considerate pot constitui o mulțime ordonată, astfel încît, fiind dată o pereche de clase ale acestei mulțimi, una din clase o precede pe cealaltă, care îi succede.

Relația de ordonare mai trebuie să mai aibă proprietatea de a fi totală în raport cu relația de echivalență căreia îi este asociată (să existe între orice două obiecte ale ansamblului între care nu există relația de echivalență) și de a conferi mulțimii ordonate a claselor de echivalență o ordine de același tip cu ordinea punctelor unei drepte (sau, ceea ce este același lucru, cu ordinea naturală a numerelor reale).

Această ultimă proprietate constă în posibilitatea de a stabili între mulțimea ordonată a claselor de echivalență și mulțimea numerelor reale, o corespondență biunivocă (echipotență), care conservă ordinea (asemănare). Condițiile fizice concrete care definesc relația de ordonare trebuie să permită realizarea acestei corespondențe. Este ușor de verificat că

această proprietate o are relația de ordonare a mărimii fizice distanță (sau lungime), în care ordinea punctelor pe o axă intervine direct, și de aici a tuturor celorlalte mărimi fizice, pentru care ordonarea se poate întotdeauna defini și cu ajutorul ordonării unor lungimi.

Nu este însă lipsit de interes pentru aplicațiile teoriei mulțimilor la axiomatizarea fizicii teoretice să se rezolve următoarea problemă generală : stabilirea condițiilor intrinseci minimale pe care trebuie să le satisfacă o relație de ordonare pentru ca mulțimea ordonată corespunzătoare să aibă tipul de ordine al mulțimii numerelor reale.

Exemplu. Relația de echivalență pe care o reprezintă paralelismul dreptelor a permis definirea proprietății lor numită direcție, dar nu există (în spațiul tridimensional) o relație de ordonare avînd caracteristicile cerute, asociată relației de echivalență a direcțiilor, pentru a permite caracterizarea direcției printr-o mărime fizică (scalară). Relația de echivalență masică a două mici corpuri poate fi însă asociată unei relații de ordonare numită „mai inert decît" (definită de condiția ca în urma ciocnirii, efectuată cum s-a descris mai sus, sensul vitezei corpului „mai inert decît celălalt" să coincidă cu sensul vitezei corpului rezultat după reunirea lor), ceea ce permite ordonarea claselor de echivalență masică a corpurilor și definirea speciei de mărimi fizice numită masă inertă.

Existența în natură a unei perechi de relații de echivalență și de ordonare asociate, între elementele unui ansamblu de obiecte fizice, constituie singurele condiții obiective, necesare și suficiente pentru a se putea stabili existența unei specii de mărimi fizice adică a unei specii de proprietăți fizice susceptibile de a fi comparate cantitativ între ele. Condiția este necesară deoarece compararea mărimilor fizice implică în primul rînd posibilitatea obiectivă de a putea verifica în ce condiții două mărimi sînt egale, respectiv în ce condiții una este mai mare decît cealaltă. Condiția este și suficientă deoarece, așa cum se va arăta mai departe, propozițiile suplimentare necesare pentru a formula complet criteriul de comparare a mărimilor unei specii (care permite să se spună nu numai care mărime este mai mare, ci și de cîte ori este mai mare una decît cealaltă) au un caracter convențional, la fel de convențional ca și alegerea unității de măsură, care permite măsurarea mărimilor.

O specie de mărimi fizice nu este însă definită complet numai de relațiile de echivalență și de ordonare respective (care, de exemplu, nu pot permite să se distingă între o specie de mărimi cu valorile numerice M și o specie de mărimi cu valorile numerice M^m unde m este impar), ci de perechea de relații de ordonare și de echivalență (condițiile obiective) plus criteriul de comparație (convențiile de comparare) care va fi definit mai jos. În orice caz, sînt mărimi fizice de specii diferite (sau de naturi diferite) cele despre a căror echivalență și ordonare se decide cu ajutorul unor perechi diferite de relații de echivalență și ordonare asociate.

2.3. *Criteriul de comparare.* Compararea mărimilor fizice dintr-o specie dată implică nu numai posibilitatea de a stabili care din obiectele unei perechi de obiecte din clase disjuncte are o mărime mai mare (ceea ce se realizează prin relația de ordonare), ci și posibilitatea de a preciza de cîte ori este mai mare acea mărime. Această comparare devine posibilă dacă se stabilește, prin convenție, o corespondență biunivocă, bicontinuă și care conservă ordinea între mulțimea claselor de echivalență ordonate ale unei specii și mulțimea numerelor reale (sau, ceea ce este tot una, mul-

ținea punctelor de pe o axă). Astfel de corespondențe se pot stabili într-o infinitate de moduri pe baza celor patru convenții de comparare indicate mai jos, care constituie în ansamblu criteriul de comparare.

I. Tuturor obiectelor dintr-o clasă de echivalență a unei specii de mărimi fizice (și deci și clasei însăși) li se asociază un același număr real, pe care îl vom numi valoarea parametrică a mărimii (clasei); obiectelor din clase disjuncte li se asociază valori parametrice diferite (convenția de determinare a valorilor).

II. Unuia din sensurile puse în evidență prin relația de ordonare i se asociază o dată pentru totdeauna valori parametrice crescătoare și anume astfel încît mulțimea valorilor parametrice să constituie o mulțime continuă (convenția de ordonare a valorilor).

O mulțime se numește continuă dacă nu prezintă salturi (care să separe mulțimea ordonată în două submulțimi ordonate, din care cea inferioară să aibă un element mai mare decît toate, iar cea superioară să aibă un element mai mic decît toate) și lacune (care să o separe astfel încît nici submulțimea inferioară să nu aibă un element maxim și nici submulțimea superioară să nu aibă un element minim).

III. Se convin condițiile fizice în care — independent de corespondența aleasă — diferența valorilor parametrice asociate la două obiecte din clase de echivalență disjuncte să fie considerată egală cu diferența valorilor parametrice asociate la două obiecte din alte clase disjuncte (convenția de scară).

IV. Se alege clasa de echivalență căreia — independent de corespondența aleasă — i se asociază valoarea parametrică zero (convenția de zero).

Ansamblul operațiilor experimentale, corespunzătoare acestor convenții prin care se efectuează practic compararea mărimilor, alcătuiesc procedeul de comparare. Foar e des pentru o specie dată de mărimi se indică direct acest procedeu de comparare, iar criteriul de comparare rezultă indirect, prin abstractizare.

Conform primei convenții, se definește pe mulțimea claselor de echivalență $\mathcal{A}$ ale unei specii de mărimi s o funcție $\mathcal{F}$ (cu valori reale : valorile parametrice a), care stabilește o corespondență biunivocă între mulțimea claselor de echivalență ale unei specii și mulțimea numerelor reale (sau o parte a ei) pe care o vom numi șirul de valori parametrice (sau numai șirul parametric) al speciei s prin $\mathcal{F}$.

Termenul „șir" este folosit aici numai pentru a nu repeta termenul „mulțime" sau cel de „clasă". Acest „șir" nu trebuie să fie discret.

Avem așadar,

$$\mathcal{F}(\mathcal{A}) = a, \tag{1}$$

unde a este valoarea parametrică prin $\mathcal{F}$ a clasei $\mathcal{A}$. Cum o mulțime echipotentă cu mulțimea numerelor reale (și care are deci puterea continuumului) este echipotentă și cu o parte, de aceeași putere, a acesteia (de exemplu cu mulțimea numerelor reale și pozitive), nu este exclus ca prin $\mathcal{F}$ să se „ocupe" numai o parte a mulțimii numerelor reale. Putem conveni ca

restului acestor numere să-i corespundă stări nerealizabile în natură (de exemplu stările corpurilor de temperatură absolută $T \leqslant 0$). Această împrejurare este rezultatul convenției de determinare făcute, respectiv al corespondenței $\mathcal{F}$ adoptate. Schimbînd corespondența $\mathcal{F}$, se poate eventual „ocupa" întreaga mulțime a numerelor reale (de exemplu caracterizînd temperatura prin $\tau = \ln T$, în loc de T).

Dacă se dă un șir de valori parametrice a, se constată imediat că orice funcție reală de o variabilă reală $\varphi(x)$, uniformă și univalentă, pe care o vom numi funcție generatoare, permite să se obțină un nou șir parametric $a^* = \varphi(a)$, fără ca să se infirme convenția de determinare, deoarece conduce la o nouă corespondență biunivocă $\mathcal{F}^*$, definită de

$$\mathcal{F}^*(\mathcal{A}) = \varphi(\mathcal{F}(\mathcal{A})) = a^*. \tag{2}$$

Conform celei de-a doua convenții (de ordonare a valorilor) mulțimea corespondențelor posibile și deci a șirurilor parametrice posibile se restrînge prin faptul că funcția generatoare $\varphi(x)$ mai trebuie să fie strict crescătoare, continuă și (deci) derivabilă, adică

$$\varphi'(x) = \frac{d\varphi(x)}{dx} > 0 \tag{3}$$

pentru orice x real.

Conform celei de-a treia convenții (de scară) funcția generatoare poate avea numai forma generală

$$\varphi(x) = kx + \varphi_0. \tag{4}$$

Într-adevăr, conform acestei convenții, dacă x, y, x' și y' sînt patru valori parametrice, corespunzătoare prin $\mathcal{F}$ unor patru clase de echivalență disjuncte ale unei specii de mărimi fizice, astfel că

$$x - x' = y - y', \tag{5}$$

atunci valorile parametrice corespunzătoare prin $\mathcal{F}^* = \varphi[\mathcal{F}(\mathcal{A})]$ cu o funcție generatoare $\varphi(x)$ trebuie să conserve egalitatea diferențelor

$$\varphi(x) - \varphi(x') = \varphi(y) - \varphi(y') \tag{6}$$

și deci și a derivatelor obținute împărțind cele două relații membru cu membru și trecînd la limită $x' \to x$, $y' \to y$,

$$\frac{d\varphi(x)}{dx} = \varphi'(x) = \frac{d\varphi(y)}{dy} = \varphi'(y); \tag{7}$$

derivata funcției generatoare nu depinde deci de argumentul funcției și se reduce la o constantă k, pozitivă conform cu (3). Prin integrare rezultă atunci (4).

Conform celei de-a patra convenții (de zero), oricare din corespondențele $\mathcal{F}$ și deci oricare din șirurile parametrice posibile, respectiv oricare funcție generatoare $\varphi(x)$, trebuie să asocieze valoarea parametrică nulă unei aceleiași clase de echivalență bine determinată. Rezultă deci că

$$\varphi(0) = 0, \qquad \varphi_0 = 0$$

și deci

$$\varphi(x) = k\,x. \tag{8}$$

În cazul multor mărimi fizice, clasa de echivalență zero se alege astfel încît să corespundă unei stări fizice particulare (de exemplu se ia nulă distanța dintre două puncte cînd punctele coincid). Existența unui astfel de „zero natural" al unei mărimi nu este necesară și nu răpește caracterul convențional al operației de alegere a valorii nule.

Vom nota cu $\mathcal{O}$ clasa de echivalență zero.

2.4. *Specii de mărimi.* Se numește specie de mărimi mulțimea proprietăților caracterizate de o pereche determinată de relații de echivalență și de ordonare asociate și de un criteriu de comparare, determinat.

Analiza efectuată mai sus asupra consecințelor celor patru convenții de comparare arată că acest criteriu nu determină univoc corespondența $\mathcal{F}^*$ între mulțimea ordonată a claselor de echivalență și mulțimea numerelor reale, ci numai pînă la un factor real, pozitiv și în rest arbitrar k, caracteristic corespondenței $\mathcal{F}^*$, respectiv șirului de valori parametrice corespunzător, pe care îl vom numi parametru specific. Dacă $a = \mathcal{F}(\mathcal{A})$ este valoarea parametrică asociată prin $\mathcal{F}$ clasei de echivalență $\mathcal{A}$ într-un șir parametric de referință ($k = 1$), valoarea parametrică asociată aceleiași clase printr-o corespondență $\mathcal{F}^*$ (compatibilă cu același criteriu de comparație) în alt șir parametric (k) este, ținînd seama de (8)

$$a_{(k)} = \varphi(a) = ka = \varphi(\mathcal{F}(\mathcal{A})) = \mathcal{F}^*(\mathcal{A}). \tag{9}$$

Fiecărui obiect din aceeași clasă de echivalență (cu excepția clasei ($\mathcal{O}$) îi corespunde deci, printr-un criteriu de comparație dat, o mulțime de valori parametrice asociate clasei în diferitele șiruri (k). Pentru a putea preciza care este șirul (k) din care face parte o anumită valoare parametrică dată $a_{(k)}$, o vom reprezenta în cele ce urmează prin produsul ka, ordonat și neefectuat, dintre parametrul specific (primul factor) și valoarea parametrică de referință (al doilea factor), numit *produs parametric*. Produsele parametrice asociate unei clase de echivalență printr-un criteriu de comparație dat, de diferitele corespondențe compatibile cu criteriul, respectiv de diferitele șiruri (k), formează o mulțime (ordonată prin k), pe care o vom numi *clasa produselor parametrice*, asociată clasei de echivalență $\mathcal{A}$ (dintr-o specie dată, definită de criteriul de comparație dat) și o vom nota cu

$$\check{A} \equiv \{\ldots, a, \ldots, ka, \ldots\} \equiv \{ka\}; \tag{10}$$

dacă este nevoie, vom preciza specia s cu un indice inferior,

$$\mathcal{A}_s,\ \check{A}_s,\ a_s,\ k_s a_s \text{ etc.}$$

Cum vom vedea mai jos, fiecare șir parametric corespunde unei unități de măsură determinate și reciproc. Clasa produselor parametrice $\check{A}_s$ asociată clasei de echivalență $\mathcal{A}_s$ din specia s corespunde mulțimii valorilor numerice asociabile clasei $\mathcal{A}_s$ de diferitele unități de măsură posibile. În măsura în care dorim ca „mărimea" fizică asociată clasei să fie definită cu totul independent de unitatea de măsură, este necesar să identificăm mărimea fizică (în sens larg) cu clasa produselor parametrice $\check{A}_s \equiv \{k_s a_s\}$.

Precizarea „în sens larg" este necesară deoarece în condiții mai restrictive, se pot da și alte definiții conceptului de mărime fizică. Vom nota cu $\check{O}_s$ mărimea zero asociată clasei de echivalență $\mathcal{O}_s$ din specia s.

Înainte de a formula regulile calculului cu mărimi (în sens larg), observăm că pe baza convențiilor I—IV de mai sus se poate defini fără echivoc compararea mărimilor din aceeași specie observînd că raportul valorilor a două produse parametrice $k_s a_s$ și $k_s b_s$ asociate prin același șir parametric (adică a două produse echiparametrice) la două clase de echivalență $\mathcal{A}_s$ și $\mathcal{B}_s \neq \mathcal{O}_s$ este un număr bine determinat, independent de șirul parametric ales, adică de parametrul specific k_s

$$\lambda(\mathcal{A}_s, \mathcal{B}_s) = \frac{k_s a_s}{k_s b_s} = \frac{a_s}{s}. \tag{11}$$

Această relație se exprimă spunînd că mărimea $\check{A}_s$ este de λ ori mai mare decît mărimea $\check{B}_s$. Compararea mărimilor permite definirea operației de înmulțire cu un scalar λ a unei mărimi date $\check{B}_s$ dintr-o specie dată, dacă înțelegem prin rezultatul acestei operații mărimea $\check{A}_s$ din aceeași specie, ale cărei produse parametrice $k_s a_s$ din șirul (k_s) sînt de λ ori mai mari decît produsele echiparametrice ale clasei de valori parametrice $\check{B}_s$,

$$\check{A}_s = \lambda \check{B}_s \tag{12}$$

dacă

$$k_s a_s = k_s(b_s \lambda). \tag{13}$$

Ecuația (12), dacă $\check{A}_s$ și $\check{B}_s \neq \check{O}_s$ sînt date și λ este necunoscut, are, conform cu (13), o soluție unică pe care o vom numi raportul (scalar) real, pozitiv, nul sau negativ, al mărimilor din aceeași specie $\check{A}_s$ și $\check{B}_s$ și o vom nota

$$\lambda = \frac{\check{A}_s}{\check{B}} = \frac{k_s a_s}{k_s b_s} = \frac{a_s}{b_s}. \tag{14}$$

2.5. *Măsurarea mărimilor. Unități de măsură.* Pentru măsurarea mărimilor unei specii s este necesar să se dispună de obiecte fizice cu proprietăți invariabile și reproductibile, care în condiții date să poată fi repartizate în aceeași clasă de echivalență a speciei. Dacă se convine ca toate mărimile speciei să fie comparate numai cu mărimea (în sens larg) asociată acestei clase de echivalență, mărime numită unitate de măsură, operația de comparare corespunzătoare se numește măsurarea mărimilor din specia s. Clasa de echivalență $\mathcal{O}_s$ de mărime $\check{O}_s$ nu se poate alege ca unitate de măsură. Valorile parametrice $k_s u_s$ ale unității sînt toate pozitive $(\check{U}_s > O_s)$.

Măsurarea mărimilor unei specii se poate deci efectua numai dacă se adaugă la cele patru convenții ale criteriului de comparație o a cincea

convenție prin care se fixează unitatea de măsură. Ca orice mărime (în sens larg), unitatea de măsură este o clasă de produse parametrice $\check{U}_s$ (și nu un număr) și este definită univoc numai dacă se indică clasa de echivalență respectivă, adică numai dacă se indică reprezentarea ei în concret. Dacă se schimbă reprezentarea în concret în așa fel încît se schimbă și clasa de echivalență, unitatea de măsură se schimbă („material") și reciproc.

Cîtul invariabil dintre o valoare parametrică $k_s a_s$ a unei mărimi $\check{A}_s$ din specia s și valoarea parametrică $k_s u_s$ a unității $\check{U}_s$ alese se numește valoarea numerică sau măsura A_s a mărimii. Conform cu (12), se poate scrie

$$A_s = \frac{k_s a_s}{k_s u_s} = \frac{a_s}{u_s} = \frac{\check{A}_s}{\check{U}_s}. \tag{15}$$

Unității de măsură i se atribuie, așadar, valoarea numerică (măsura) egală cu unitatea,

$$U_s = \frac{k_s u_s}{k_s u_s} = \frac{\check{U}_s}{\check{U}} = 1, \tag{16}$$

ar relația (13), ținînd seamă de (11), se mai poate scrie

$$\check{A}_s = A_s \check{U}_s, \tag{17}$$

adică

$$k_s a_s = k_s (u_s A_s). \tag{18}$$

Mărimea (în sens larg) este, așadar, egală cu produsul dintre măsură și unitate (în sens larg). Sensul exact al acestei propoziții (în accepțiunea dată mai sus termenului de mărime) este următorul: clasa produselor parametrice asociată unei clase de echivalență date (respectiv fiecare produs parametric din această clasă) este egală cu produsul dintre clasa produselor parametrice asociată unității (respectiv fiecare produs echiparametric din ea) și măsura mărimii (care este un scalar).

În această relație mărimea $\check{A}_s$ (care este cu totul independentă de alegerea unității) se schimbă numai dacă se consideră altă mărime, asociată altei clase de echivalență, respectiv altei stări fizice.

La stare fizică dată, $\check{A}_s$ e același, oricare ar fi măsura care se schimbă o dată cu unitatea $\check{U}_s$,

$$\frac{A_s}{A'_s} = \frac{\check{U}'_s}{\check{U}_s} = \frac{k_s u'_s}{k_s u_s} = \frac{u_s}{u_s}. \tag{19}$$

Fiind dată o unitate de măsură, adică o clasă de produse parametrice $k_s u_s$ din diferitele șiruri (k_s), există în această clasă o singură valoare a unui produs parametric egală cu unitatea și anume aceea din șirul ($k_s = u_s^{-1}$). Cum $k_s > 0$ și toate șirurile sînt monoton crescătoare, rezultă că prin relația $k_s = u_s^{-1}$ se asociază biunivoc fiecărei untăți de măsură un șir para-

metric, astfel că valorile produselor parametrice ale mărimilor din acel șir coincid, cum rezultă din (18), cu măsurile mărimilor respective.

Din (14) și (15) mai rezultă egalitatea dintre raportul valorilor produselor parametrice a două mărimi din aceeași specie, raportul măsurilor lor în raport cu o unitate arbitrară și raportul mărimilor (în sens larg) respective :

$$\frac{k_s a_s}{k_s b_s} = \frac{a_s}{b_s} = \frac{A_s}{B_s} = \frac{\check{A}_s}{\check{B}_s}. \tag{20}$$

În concret, măsurarea mărimilor se realizează cu un anumit procedeu de măsură, constituit de aplicarea procedeului de comparație cu aceeași unitate de măsură bine determinată.

3. CALCULUL CU MĂRIMI

3.1. *Operații cu produse parametrice.* Egalitățile matematice utilizate în fizică — și pe care încercăm să le interpretăm într-un sens mai larg, ca fiind scrise între mărimi și nu între măsuri — sînt fie relații de definiție ale unor noi mărimi, fie relații existente între mărimi definite în prealabil : legi fizice, sau teoreme (consecințe logice ale legilor). Vom examina mai întîi primul caz (la care se poate reduce și ultimul) și anume vom căuta care sînt cele mai generale forme ale unor funcții reale de mai multe variabile reale x_j,

$$x_s = \Psi(x_1, x_2, \ldots, x_n) \equiv \Psi[x_j]; \quad j = 1, 2, \ldots, n \tag{21}$$

pe care le vom numi forme definitorii, care să permită definirea valorilor parametrice x_s ale unei noi specii s de mărimi, asociate unei stări fizice în care mărimile din speciile cunoscute $j = 1, 2, \ldots, n$ au valorile parametrice x_j. Condiția necesară și suficientă pentru obținerea pe această cale a unei noi specii de mărimi este ca forma (21) să permită stabilirea fără echivoc a relațiilor de echivalență și ordonare pentru noua mărime și anume oricare ar fi parametrii specifici k_s și k_j ai noii și vechilor specii. Utilizînd această condiție, se demonstrează propozițiile de mai jos.

a) Dacă speciile j sînt diferite între ele, cea mai generală formă definitorie este monomul

$$k_s x_s = \Psi[k_j x_j] = \pm (k_1 x_1)^{c_1} (k_2 x_2)^{c_2} \ldots (k_n x_n)^{c_n}, \tag{22}$$

în care c_j sînt exponenți reali arbitrari, k_j parametrii specifici ai speciilor date, iar k_s parametrul specific arbitrar al noii specii s, a cărei ordonare e fixată prin semnul $\pm$.

Într-adevăr, noile relații de echivalență și de ordonare sînt stabilite fără echivoc, dacă raportul

$$\frac{k_s x_s}{k_s x_s^*} = \frac{x_s}{x_s^*} = \frac{\Psi(k_1 x_1, k_2, x_2, \ldots, k_n x_n)}{\Psi(k_1 x_1^*, k_2 x_2^*, \ldots, k_n x_n^*)} = \frac{\Psi[k_j x_j]}{\Psi[k_j x_j^*]} \tag{22}$$

(unde variabilele stelate se referă la o altă stare fizică) nu depinde de k_j ($j = 1, 2, \ldots, n$). Prin anularea derivatelor în raport cu k_j, dacă Ψ'_i este derivata parțială a formei în raport cu variabila x_i, se obține

$$x_i \Psi'_i[k_j x_j] = \frac{x_s}{x_s^*} x_i^* \Psi'_i[k_j x_j^*] = \frac{\Psi[k_j x_j]}{\Psi[k_j x_j^*]} x_j^* \Psi'_i[k_j x_j^*],$$

adică rapoartele

$$c_i = \frac{x_i}{\Psi}\Psi'_i \qquad (i = 1, 2, \ldots, n)$$

nu depind de argumentele x_j respective. Introducînd derivatele parțiale explicitate din acest raport în diferențiala totală a funcțiunii Ψ, rezultă

$$d\Psi = \sum_{i=1}^{n} \Psi'_i dx_i = \sum_{i=1}^{n} \Psi c_i \frac{dx_i}{x_i}$$

sau

$$\frac{d\Psi}{\Psi} = \sum_{i=1}^{n} c_i \frac{dx_i}{x_i}, \qquad \ln \Psi = \sum_{i=1}^{n} c_i \ln x_i + \text{const.}$$

sau

$$\Psi = k\, x_1^{c_1} x_2^{c_2} \ldots x_n^{c_n}, \quad (\text{cu } k \neq 0),$$

de unde rezultă (20).

b) Dacă speciile j sînt aceleași (adică se definește o nouă mărime cu mărimi din aceeași specie), cea mai generală formă definitorie este o funcție omogenă de un grad arbitrar N de variabilele x_j, care verifică teorema lui Euler,

$$k_s x_s = \Psi [k_j x_j] = \sum_{j=1}^{n} \frac{k_j x_j}{N} \Psi'_j [k_j x_i]. \tag{23}$$

Demonstrația se face analog, cu observația că în acest caz valorile parametrice fiind ale unor mărimi din aceeași specie, parametrii specifici corespunzători trebuie luați egali, $k_1 = k_2 = \ldots = k_n = k$ (altfel spus, mărimile respective trebuie măsurate în aceleași unități). În acest caz, prin anularea derivatei relației (22)' în raport cu k, se obține

$$\sum_{i=1}^{n} x_i \Psi'_i [k x_j] = \frac{x_s}{x_s^*} \sum_{i=1}^{n} x_i^* \Psi'_i [k x_j^*],$$

adică expresia

$$N = \sum_{i=1}^{n} \frac{x_i}{\Psi} \Psi'_i$$

se reduce la o constantă, de unde rezultă (23).

c) Dacă speciile j sînt aceleași și dacă se impune condiția suplimentară ca noua mărime să fie de aceeași specie cu cele vechi, cea mai generală formă definitorie este o funcție liniară și omogenă cu coeficienți pozitivi

$$kx_s = \Psi [k x_j] = \sum_{j=1}^{n} \lambda_j k x_j; \qquad (\lambda_j > 0). \tag{24}$$

În acest caz funcția omogenă Ψ trebuie să conducă la aceleași relații de echivalență și de ordonare și la aceleași convenții de scară și de zero ca pentru vechile mărimi. Relația de echivalență este aceeași dacă Ψ este uniformă; relația de ordonare este aceeași dacă $dx_j \gtrless 0$ implică $d\Psi = \sum_{j=1}^{n} \Psi'_j dx_j \gtrless 0$, adică dacă derivatele parțiale Ψ'_j sînt pozitive; convenția de scară este aceeași dacă $dx_j = dx_j^*$ implică $d\Psi [kx_j] = d\Psi [kx_j^*]$, adică dacă $\Psi'_j [kx_j] = \Psi_j' [kx_j^*]$ se reduce la niște constante (pozitive pentru ordonare) $\alpha_j > 0$; prin integrare, cu convenția de zero rezultă (24).

În cazul general, forma definitorie Ψ trebuie să fie o funcție omogenă de fiecare grup de variabile de aceeași specie în parte. Cum majoritatea relațiilor întîlnite în fizică sînt de forma (22) sau (24) sau reductibile la acestea (polinoame, derivate, integrale etc.), este suficient să ne fixăm atenția asupra relațiilor (22) și (24) care au fost stabilite între valori sau produse parametrice.

3.2. *Operații cu mărimi (în sens larg).* Pornind de la operațiile cu produse parametrice, se pot defini operații cu clase de produse parametrice, adică cu mărimi (în sens larg), dacă — și numai dacă — egalitățile astfel stabilite nu depind de parametrul specific k_s al noii mărimi, adică numai dacă relația satisfăcută de valoarea parametrică a noii mărimi (fiind independentă de k_s) definește o proprietate comună tuturor valorilor parametrice din aceeași clasă. Altfel spus, numai dacă definește o proprietate independentă de unitatea de măsură a noii specii de mărimi (unitate care — în sensul calculului cu mărimi — nu trebuie să influențeze forma relațiilor dintre mărimi). Ținînd seamă de această condiție și de (12) și (14), se pot defini următoarele operații:

a. *Înmulțirea mărimii (în sens larg)* cu un scalar,

$$\check{Z}_s = \lambda \check{X}_s, \text{ definită de } k_s z_s = k_s(x_s \lambda), \qquad (25)$$

care conduce la o altă mărime din aceeași specie (corespunzătoare unei alte stări fizice).

b. *Adunarea mărimilor (în sens larg) din aceeași specie,*

$$\check{Z}_s = \check{X}_s + \check{Y}_s, \text{ definită de } k_s z_s = k_s x_s + k_s y_s, \qquad (26)$$

care conduce la o altă mărime din aceeași specie.

c. *Combinația liniară a mărimilor (în sens larg) din aceeași specie,*

$$\check{Z}_s = \sum_{i=1}^{n} \lambda_i \check{X}_{is}, \text{ definită de } k_s z_s = \sum k_s(x_{is} \lambda_i), \qquad (27)$$

care conduce la o altă mărime din aceeași specie.

Operații cu clase de valori parametrice care să conducă la noi mărimi se definesc mai greu. De exemplu, ținînd seamă de (22), nu se poate pune

$$\check{X}_s = \check{X}_1^{c_1} \check{X}_2^{c_2} \dots \check{X}_n^{c_n}, \qquad (28)$$

deoarece, fiind dați parametrii specifici $k_1, k_2, \dots, k_n$ (adică unitățile vechilor mărimi), o relație de tipul (28) ar determina univoc valorile parametrice ale noii mărimi (și deci unitatea ei, spre deosebire de (22), care conține parametrul specific k_s nedeterminat). Or, relațiile calculului cu mărimi trebuie să fie, prin ipoteză, aceleași, oricare ar fi unitățile de măsură ale mărimilor din specii diferite. Se observă însă că, dacă se consideră relația (22) scrisă pentru o altă stare fizică (cu valori parametrice stelate) și se împart cele două relații, se obține relația

$$\frac{x_s}{x_s^*} = \left(\frac{x_1}{x_1^*}\right)^{c_1} \left(\frac{x_2}{x_2^*}\right)^{c_2} \dots \left(\frac{x_n}{x_n^*}\right)^{c_n} \qquad (29)$$

care, fiind independentă de parametrii specifici (adică de unități), permite definirea operației de comparare a mărimilor din specii

diferite. Cu (16) se observă că se poate scrie fără echivoc aceeași relație între mărimi (în sens larg)

$$\frac{\check{X}_s}{\check{X}_s^*} = \left(\frac{\check{X}_1}{\check{X}_1^*}\right)^{c_1} \left(\frac{\check{X}_2}{\check{X}_2^*}\right)^{c_2} \dots \left(\frac{\check{X}_n}{\check{X}_n^*}\right)^{c_n}. \tag{30}$$

Se poate defini în acest caz operația pe care o vom numi

d. *Compunerea mărimilor din specii diferite*, notată cu

$$\check{X}_s \sim \check{X}_1^{c_1} \check{X}_2^{c_2} \dots \check{X}_n^{c_n}, \tag{31}$$

echivalentă prin definiție cu (29), (30) și cu (22), în care parametrul specific k_s al noii mărimi rămîne arbitrar (și deci și unitatea ei). Această relație exprimă nu egalitatea, ci proporționalitatea dintre cele două părți ale ei.

Pentru utilizarea în practică a operației de compunere este necesar să stabilim care este relația corespunzătoare între măsuri implicată de (31). Din echivalența postulată între (31) și (29) și observînd că raportul valorilor parametrice a două mărimi din aceeași specie este egal cu raportul mărimilor, oricare ar fi unitatea (vezi (20)), rezultă echivalența dintre (31), (29), (30) și relația între mărimi

$$\frac{X_s}{X_s^*} = \left(\frac{X_1}{X_1^*}\right)^{c_1} \left(\frac{X_2}{X_2^*}\right)^{c_2} \dots \left(\frac{X_n}{X_n^*}\right)^{c_n}. \tag{32}$$

Cum starea stelată este arbitrară, o putem alege ca stare în care mărimile cunoscute au măsuri unitate,

$$X_1^* = X_2^* = \dots = X_n^* = 1,$$

și rezultă următoarea relație între măsuri, echivalentă compunerii mărimilor (în sens larg)

$$X_s = \pm \varkappa X_1^{c_1} X_2^{c_2} \dots X_n^{c_n}, \tag{33}$$

în care $\varkappa = X_s^* | > 0$ este modulul măsurii noii mărimi definită prin compunerea (31) în starea (*) care corespunde măsurilor unitate pentru mărimile cunoscute. Această valoare numerică este arbitrară pînă la fixarea unității noii mărimi și o vom numi coeficient de coerență. Semnul din (33) fixează ordonarea noii specii. Dacă se alege valoarea coeficientului de coerență, se fixează unitatea noii mărimi, dar nu în mod absolut, ci numai în funcție de unitățile vechilor mărimi. Cu alte cuvinte, coeficientul $\varkappa$ fixează coerența unităților posibile ale noii mărimi cu diferitele grupuri de unități ale vechilor mărimi. Relația dintre măsuri (33), care subzistă la schimbarea unităților vechilor mărimi, dacă pentru noua mărime se alege unitatea coerentă corespunzătoare valorii lui $\varkappa$, este așadar mai generală decît o relație oarecare între măsuri și se numește forma de coerență a relației de definiție prin compunere (31).

Pe de altă parte, relației (31) îi mai corespunde o relație similară între clasele de valori parametrice unitate, adică între unitățile de măsură

(în sens larg), care se obţin din (31), înlocuind mărimile prin produsele dintre măsuri şi unităţi (cu (17)). Se obţine

$$X_s \check{U}_s \sim \pm X_1^{c_1} X_2^{c_2} \dots X_n^{c_n} \check{U}_1^{c_1} \check{U}_2^{c_2} \dots \check{U}_n^{c_n}$$

sau, cu (33),

$$\varkappa \check{U}_s \sim \check{U}_1^{c_1} \check{U}_2^{c_2} \dots \check{U}_n^{c_n} . \tag{34}$$

Această relaţie fixează, fără echivoc, modul de transformare a unităţii coerente (cu acelaşi $\varkappa$) a noii mărimi, cînd se schimbă unităţile mărimilor cunoscute. În conformitate cu (29), rezultă între valorile parametrice ale acestor unităţi

$$\frac{u_s}{u_s^*} = \left(\frac{u_1}{u_1^*}\right)^{c_1} \left(\frac{u_2}{u_2^*}\right)^{c_2} \dots \left(\frac{u_n}{u_n^*}\right)^{c_n} \tag{35}$$

dacă unităţile schimbate sînt notate „stelat".

Relaţia (34) se scrie de obicei ca relaţie între „dimensiunile" mărimilor respective

$$[X_s] = [X_1]^{c_1} [X_2]^{c_2} \dots [X_n]^{c_n} , \tag{36}$$

însă trebuie să se observe că această relaţie determină univoc numai transformarea (35) nu şi unitatea $\check{U}_s$ care depinde de coeficientul de coerenţă $\varkappa$, care nu apare în (36). Dimensiunea nu indică nici care anume mărimi din speciile cunoscute j intervin în definiţia noii mărimi şi nici stările fizice la care acestea se referă. Se poate defini un calcul cu „dimensiuni" bazat pe relaţia (36) (vezi [9]), dar acesta nu este calculul cu mărimi, deoarece substituie operaţiei de compunere (31), în care mărimile sînt determinate pînă la un factor arbitrar, egalitatea (36) care, scrisă între mărimi, implică o anumită coerenţă a unităţilor (cu $\varkappa = 1$).

3.3. *Specii de mărimi fizice derivate şi primitive.* Se numesc specii de mărimi fizice derivate cele definite prin relaţii de compunere (31), în funcţie de alte mărimi definite în prealabil, asociate unor obiecte fizice determinate, fără însă a face un nou apel la experienţă pentru precizarea stării fizice căreia îi este asociată mărimea sau pentru stabilirea relaţiilor de echivalenţă şi de ordonare. Prin alegerea coeficienţilor de coerenţă, unităţile mărimilor derivate se precizează în funcţie de unităţile mărimilor care intervin în relaţia lor de definiţie.

Lăsînd coeficienţii de coerenţă nedeterminaţi, mărimile derivate se pot defini şi cu relaţii de forma (33) între măsuri.

Speciile de mărimi cu ajutorul cărora se defineşte o anumită mărime derivată pot fi şi ele mărimi derivate definite în prealabil. Dacă se definesc mereu noile mărimi derivate cu ajutorul altor mărimi, se reduce din ce în ce mai mult numărul de mărimi folosite în definiţii şi încă nedefinite cu ajutorul altora. Se ajunge astfel la o treaptă a analizei, în care mărimile folosite în definiţii nu mai pot fi definite exclusiv cu ajutorul altor mărimi şi fără a face un nou apel la experienţă (pentru stabilirea relaţiilor de echivalenţă şi de ordonare). Aceste specii de mărimi indispensabile pentru descrierea stărilor fizice se numesc specii de mărimi primitive; ele se pot introduce direct prin indicarea procedeului de măsură şi a unităţii.

Unele mărimi primitive se introduc cu ajutorul unei relații de definiție de forma (31) sau (33), stabilite însă numai în urma analizei datelor experimentale care precizează stările fizice cărora le sînt asociate. În acest caz aceste mărimi primitive au (după fixarea coeficientului de coerență) unitatea și dimensiunea determinate de unitățile și dimensiunile mărimilor care intervin în relația de definiție, adică nu au unități de măsură independente. Numărul speciilor de mărimi fizice fundamentale, care au unități de măsură independente și care intervin în dimensiunile asociate unui sistem de unități, este deci mai mic decît numărul mărimilor primitive. Speciile de mărimi cu unități de măsură determinate de alegerea unităților fundamentale se numesc specii de mărimi secundare.

Exemplu. Intensitatea cîmpului de gravitație $\overline{G}$ este definită prin relația de definiție $\overline{G} = \frac{\overline{F}}{m}$ (cu factor de coerență 1), dar nu este o mărime derivată, ci o mărime primitivă, deoarece numai experiența arată că raportul dintre forța $\overline{F}$, exercitată într-un cîmp de gravitație asupra unui mic corp de masă m și masa corpului este independentă de forma, dimensiunile și masa corpului și depinde numai de punctul din cîmp, caracterizînd starea fizică a acestuia și în lipsa micului corp utilizat pentru definiție. Starea căreia îi este asociată intensitatea cîmpului de gravitație rezultă numai din analiza datelor experimentale. Unitatea de măsură a intensității cîmpului de gravitație este însă complet definită de forma de coerență a relației ei de definiție.

3.4. *Sisteme de unități.* Dacă în toate relațiile de definiție de forma (33) ale mărimilor fizice, coeficienții de coerență sînt lăsați arbitrari, ansamblul unităților folosite nu constituie un sistem coerent de unități. Se obține un sistem coerent de unități, dacă coeficienții de coerență sînt precizați o dată pentru totdeauna. De obicei, acestor coeficienți li se dau valori simple (cel mai ades unitatea).

Numim sistem de coerență un ansamblu determinat de coeficienți de coerență pentru toate mărimile secundare ale unui domeniu de cercetare. Un sistem coerent de unități este deci determinat univoc de sistemul de coerență și de unitățile independente ale mărimilor fundamentale. Există o infinitate de sisteme de unități asociate unui aceluiași sistem de coerență și care diferă prin unitățile lor independente (cum sînt de exemplu sistemele MKS, CGS etc.).

3.5. *Mărimi fizice în sens restrîns (clase de măsuri).* Dacă se fixează sistemul de coerență, unei clase de echivalență date a unei specii de mărimi secundare date îi corespunde o infinitate de măsuri coerente și anume cîte una pentru fiecare grup de unități fundamentale ales.

Dacă se ordonează aceste măsuri A_s în ordine crescătoare, se obțin produsele efectuate $(k_s a_s)$ în ordinea lui k_s crescător. Dacă se mai pune în evidență coeficientul de coerență $\varkappa_s$ în k_s, scriind $k_s = \varkappa_s \lambda_s$, mărimea λ_s se poate numi parametru specific de coerență. Dacă în (10) k_s se exprimă ca produs neefectuat $k_s = \varkappa_s \lambda_s$, se obține $ka = \varkappa\lambda a$ și clasa $\hat{A}$ a produselor neefectuate de trei factori $k.\lambda.a$ se poate numi *mărime fizică în sens restrîns* (sau clasă de măsuri) și se poate nota

$$\hat{A} = \left\{ \ldots, \varkappa \frac{1}{x} a, \ldots, \varkappa\lambda a, \ldots \right\}, \tag{37}$$

unde $\varkappa$ se consideră dat prin sistemul de coerență iar λ_s e determinat printr-o relație de tipul (33).

Pentru speciile de mărimi secundare ele coincid numai cu părți ale claselor de valori parametrice. Coeficienții de coerență corespunzători fiind univoc determinați, între clasele de măsuri, pe care le vom nota cu $\{X_s\}$, se pot defini relații de definiție de forma (33)

$$\{X_s\} = \varkappa \{X_1\}^{c_1} \{X_2\}^{c_2} \dots \{X_n\}^{c_n} \tag{37 a}$$

cum și toate celelalte operații cu măsuri, adică toate operațiile necesare pentru scrierea cu egalități a relațiilor fizice.

Aceste relații pot avea deci o formă independentă în parte de unitățile de măsură și anume dacă se consideră că sînt scrise între clase de măsuri (mărimi fizice în sens restrîns), definite de același sistem dat de coerență. Ele rămîn invariabile la schimbarea unităților prin trecerea la un nou sistem de unități (cu alte unități fundamentale), coerent însă cu primul. Pe de altă parte, aceste relații se schimbă la schimbarea sistemului de coerență, adică la trecerea la noi unități, cu alți coeficienți de coerență.

4. LEGI GENERALE, LEGI DE MATERIAL ȘI CONSTANTE UNIVERSALE

4.1. *Legi și teoreme.* Studiul sistematic al unui grup de fenomene fizice se face introducînd în prealabil mărimile primitive și unitățile respective, definind apoi mărimile derivate (care sînt utile pentru prezentarea mai simplă a fenomenelor, dar care nu sînt neapărat necesare) și stabilind experimental existența unor anumite relații obiective între mărimile definite în prealabil. Unele din aceste relații pot fi deduse prin analiză logică din altele și le vom numi teoreme. Cele mai generale relații obiective, stabilite experimental între mărimile fizice care nu rezultă prin analiză logică unele din altele, le vom numi legi fizice.

Legile și teoremele fizice se enunță în majoritatea cazurilor prin ecuații matematice care stabilesc *proporționalitatea* unor funcții multiplicative (sau sume de astfel de funcții) de mărimile fizice sau de creșterile lor. Împărțind cu unul din membri orice astfel de lege, scrisă între măsuri, se obține o formă analoagă aceleia prin care se definește o mărime derivată,

$$C = \pm \varkappa A_1^{d_1} A_2^{d_2} \dots A_n^{d_n}, \tag{38}$$

cu deosebirea că din analiza datelor experimentale, mărimea derivată astfel definită rezultă constantă în raport cu mărimile care intervin în membrul drept al legii. Dacă această constantă depinde de materialul pentru care se formulează legea, se numește mărime de material și legea, respectiv teorema, se numește lege, respectiv teoremă, de material. Dacă această constantă nu depinde de nici un fel de alte

condiții fizice și are o valoare numerică determinată exclusiv de alegerea unităților independente ale unui sistem coerent și de alegerea valorii numerice a coeficientului ei de coerență $\varkappa_0$, ea se numește constantă universală și se notează cu indicele inferior $_0$

$$C_0 = \varkappa_0 A_1^{d_1} A_2^{d_2} \dots A_n^{d_n}, \tag{39}$$

iar legea, respectiv teorema, se numește în acest caz lege, respectiv teoremă, generală. Relației de mai sus îi corespunde evident o relație între produsele parametrice ale acestor mărimi

$$k_0 c_0 = (k_1 a_1)^{d_1} (k_2 a_2)^{d_2} \dots (k_n a_n)^{d_n}, \tag{40}$$

cu deosebirea, față de mărimile derivate obișnuite, că specia de mărimi s_0 definită de această relație are un singur individ (o singură mărime) : constanta universală.

Prin raționalizare, coeficienții de coerență ai constantelor universale introduse prin legi generale se aleg egali cu unitatea, pentru a da o formă cît mai simplă acestor legi. Nu toate legile generale ale unui domeniu de cercetare introduc constante universale independente între ele și acest lucru se poate verifica comod, analizînd consecințe ale legilor deductibile în cazuri particulare din alte legi. În cele ce urmează ne vom referi la constantele universale independente, care au valoarea și dimensiunea fixate de alegerea unităților independente ale sistemului de unități și de alegerea coeficienților lor de coerență.

4.2. *Mărimi de primul și de-al doilea ordin.* Pentru clasificarea prezentării problemelor raționalizării este necesară împărțirea mărimilor fizice (primitive sau derivate) în două categorii :

Mărimile de primul ordin, care sînt mărimile primitive sau cele derivate din mărimile primitive fără ca în relațiile lor de definiție să intervină constante universale.

Mărimi de-al doilea ordin, care sînt mărimi derivate definite cu ajutorul constantelor universale ; ele sînt utile pentru formularea fără constante universale a unor legi generale sau pentru a da unor legi de material o formă generalizabilă la spațiul vid.

Exemplu. În cinematică, mecanică și gravitație se introduc trei constante universale independente :

viteza luminii în vid $c_0 \approx 3.10^8$ m/s ;
constanta gravitației $f_0 \approx 6{,}67 \cdot 10^{-11}$ Nm^2/kg^2 ;
constanta lui Planck $h_0 \approx 6{,}62 \cdot 10^{-34}$ J s,

toate avînd valorile numerice și dimensiunile bine precizate prin alegerea unităților de lungime, masă și timp (în sistemele MKS, CGS etc.). S-ar fi putut ca prin alegerea altor unități de lungime, masă și timp să se obțină valori unitate pentru constantele universale, fără ca prin aceasta ele să-și piardă caracterul lor de mărimi fizice. Drumul optic în vid $d = c_0 t$, definit de produsul dintre durată și viteza luminii în vid, este o mărime derivată de-al doilea ordin.

Forma cea mai generală de prezentare a relațiilor de definiție și a legilor unui domeniu de cercetare cuprinde expresii de tipul (22), care

conțin produsele parametrice ale mărimilor, sau expresii de forma (31), care sînt proporționalități. În această formă de prezentare (neuzuală) se operează cu relații scrise între mărimi în sens larg, adică între clase de produse parametrice. Forma uzuală de prezentare a relațiilor cuprinde expresii de tipul (33) sau (37), care conțin măsurile sau eventual clasele de măsuri coerente. În acest caz se operează cu relații între măsuri sau între mărimi în sens restrîns. Aceste relații sînt invariante față de schimbarea unităților independente, dar nu sînt invariante față de schimbarea coeficienților de coerență, adică față de schimbarea sistemului de coerență. Aceste relații nu sînt deci invariante, la raționalizare, care constă tocmai în schimbarea sistemului de coerență.

5. MĂRIMI, LEGI ȘI CONSTANTE UNIVERSALE ÎN ELECTROMAGNETISM

5.1. *Mărimile primitive și de primul ordin ale electromagnetismului.* În acest paragraf vom utiliza numai expresii între valori numerice și deci și între clase de măsuri. Coeficienții de coerență care apar în diversele forme de coerență ale relațiilor vor fi luați egali cu unitatea în toate cazurile în care alte valori nu au fost propuse sau utilizate pentru acești coeficienți. În legi se vor menține însă coeficienții de coerență ai constantelor universale, a căror alegere este hotărîtoare în problema raționalizării.

Stările și fenomenele electromagnetice macroscopice se descriu cu ajutorul a opt specii de mărimi primitive : sarcina electrică adevărată q, intensitatea curentului de conducție i, momentul magnetic amperian $\overline{m}$, intensitatea cîmpului electric $\overline{E}$, intensitatea-inducție a cîmpului electric $\overline{D}_i$, inducția magnetică $\overline{B}$ și inducția-intensitate a cîmpului magnetic $\overline{H}_i$. Primele patru sînt mărimi de stare electromagnetică a corpurilor, iar dintre ultimele patru, primele două, respectiv ultimele două, sînt mărimi de stare a cîmpului electric, respectiv magnetic.

Sarcina electrică adevărată a unui mic corp și intensitatea locală instantanee a cîmpului electric în vid $\overline{E}_v$ se introduc în studiu prin relația

$$\overline{F} = q\overline{E}_v, \tag{41}$$

care exprimă forța $\overline{F}$ exercitată de cîmpul electric, în vid, asupra micului corp, iar momentul electric $\overline{p}$, prin relația

$$\overline{F} = \operatorname{grad}\,(\overline{p}\overrightarrow{E}_v), \tag{42}$$

care exprimă forța exercitată de cîmp, în vid, asupra unui mic corp electric, care are acest moment și nu este încărcat cu sarcină adevărată. Intensitatea curentului electric de conducție i se poate introduce cu ajutorul efectelor lui electrolitice sau, împreună cu inducția magnetică în vid $\overline{B}_v$, prin relația

$$\overline{C} = i\overline{A} \times \overline{B}_v, \tag{43}$$

care exprimă cuplul exercitat de cîmpul magnetic, în vid, asupra unei mici spire, de vector arie A, parcursă de curentul de conducție i, iar mo-

mentul magnetic amperian $\overline{m}$ al unui mic corp polarizat magnetic prin relația

$$\overline{F} = \operatorname{grad}(\overline{m}\,\overrightarrow{B_v}). \tag{44}$$

Pentru caracterizarea mai comodă a repartițiilor de sarcină adevărată, curent de conducție, moment electric și moment magnetic amperian în volumul corpurilor, se definesc patru mărimi derivate de primul ordin, numite densitate de volum a sarcinii electrice adevărate ρ, densitate a curentului de conducție $\overline{J}$, densitate de volum a momentelor electrice (sau polarizație electrică) $\overline{P}$ și densitate de volum a momentelor magnetice amperiene (sau magnetizație) $\overline{M}$, cu ajutorul formelor de coerență

$$\rho = \lim_{\Delta v \to 0} \frac{\Delta q}{\Delta v}, \quad \overline{J} = \overline{u}_J \lim_{\Delta A_J \to 0} \frac{\Delta i}{\Delta A_J}, \quad \overline{p} = \lim_{\Delta v \to 0} \frac{\Delta \overline{p}}{\Delta v}, \quad \overline{M} = \lim_{\Delta v \to 0} \frac{\Delta \overline{m}}{\Delta v}. \tag{45}$$

Mărimile primitive de stare ale cîmpului se definesc într-un punct A dintr-un corp în modul următor : intensitatea cîmpului electric în vidul dintr-un mic canal practicat în A, în direcția locală a polarizației $\overline{P}$, se numește intensitatea cîmpului electric ($\overline{E}$) ; în vidul dintr-o mică fantă perpendiculară pe direcția indicată mai sus, ea se numește intensitatea-inducție a cîmpului electric ($\overline{D}_i$). Inducția magnetică în vidul dintr-o mică fantă practicată în A, perpendiculară pe direcția locală a magnetizației $\overline{M}$, se numește inducție magnetică ($\overline{B}$) ; în vidul dintr-un mic canal avînd direcția lui M, ea se numește inducția-intensitate a cîmpului magnetic ($\overline{H}_i$).

Din aceste definiții rezultă imediat că din cele opt mărimi primitive ale electromagnetismului, numai două (de obicei se consideră sarcina q și curentul i) au unități de măsură independente (sînt mărimi fundamentale). Cum mecanica operează cu alte trei mărimi fundamentale (de obicei lungimea, masa și durata), teoria macroscopică a electromagnetismului trebuie să opereze cu cinci mărimi fundamentale, respectiv să utilizeze sisteme de unități cu cinci unități independente (pentadimensionale).

Progresul cunoștințelor asupra lumii microfizice a permis în teoria microscopică a electromagnetismului să se definească intensitatea curentului electric de conducție cu ajutorul sarcinii electrice, ca mărime derivată. Această definiție fixează unitatea de sarcină în raport cu unitatea de curent și invers, astfel încît sistemele de unități utilizate în tehnică sînt sisteme cu patru unități independente (de obicei trei unități mecanice și o a patra — sarcina sau curentul — electrică). În aceste sisteme, dacă menținem unitățile mărimilor mecanice neschimbate, orice schimbare a unității fundamentale electrice antrenează schimbări determinate ale tuturor unităților electrice de primul ordin (ale mărimilor primitive sau ale mărimilor derivate definite exclusiv cu ajutorul mărimilor primitive).

5.2. *Legile generale ale electromagnetismului.* După introducerea mărimilor primitive pe baza forțelor și momentelor exercitate de cîmpul electromagnetic asupra corpurilor electrizate și magnetizate, se pot stabili — pe baze experimentale — formele de coerență, de tipul (39), ale celor șase

legi generale, care exprimă producerea cîmpului de către corpuri electrizate și magnetizate și anume :

Legea fluxului electric, care afirmă proporționalitatea sarcinii adevărate q_Σ din interiorul unei suprafețe închise Σ cu fluxul intensității-inducție a cîmpului electric $\bar{D}_i$ prin acea suprafață, definind constanta universală electrică ε_0, numită permitivitatea vidului,

$$\varepsilon_0 = \varkappa_\varepsilon q_\Sigma \left[\oint_\Sigma \bar{D}_i \overline{dA}\right]^{-1} \text{ sau } \oint_\Sigma \varepsilon_0 \bar{D}_i \overline{dA} = \varkappa_\varepsilon q_\Sigma \tag{46}$$

($\varkappa_\varepsilon$ este coeficientul de coerență pozitiv al mărimii ε_0).

Legea inducției electromagnetice, care afirmă proporționalitatea circulației intensității cîmpului electric în lungul unei curbe închise Γ (tensiunea electromotoare) cu viteza de variație cu semn schimbat a fluxului inducției magnetice printr-o suprafață S_Γ sprijinită pe curba Γ și în rest arbitrară, definind constanta universală electrodinamică γ_0, numită și constanta lui Gauss,

$$\gamma_0 = -\varkappa_\gamma \left[\oint_\Gamma \bar{E} d\bar{r}\right]\left[\frac{d}{dt}\int_{S_\Gamma} \bar{B}\, \overline{dA}\right]^{-1} \text{ sau } \varkappa_\gamma \oint_\Gamma \bar{E} d\bar{r} = -\gamma_0 \frac{d}{dt}\int_{S_\Gamma} \bar{B}\, \overline{dA} \tag{47}$$

($-\varkappa_\gamma$ este coeficientul de coerență al mărimii γ_0).

Legea legăturii dintre mărimile de stare ale cîmpului electric și polarizația electrică, care afirmă că intensitatea-inducție este funcție liniară și omogenă de intensitatea cîmpului și de polarizație,

$$\bar{D}_i = \bar{E} + \frac{\varkappa_\varepsilon}{\varepsilon_0} \bar{P}. \tag{48}$$

În această lege nu mai apar constante universale independente, așa cum se poate verifica prin demonstrarea acestei relații în cazul particular al cîmpului electrostatic, cu ajutorul formelor particulare pe care le iau legile fluxului electric și inducției electromagnetice în acest cîmp. De aceea, această lege nu a fost pusă sub forma (39), neaducînd nimic nou în problema constantelor universale și a raționalizării.

Pentru prezentarea celorlalte trei legi generale este util să se introducă mărimea derivată numită intensitatea curentului de deplasare prin suprafața S, a cărei formă de coerență este

$$i_D = \frac{1}{\varkappa_\varepsilon \varkappa_\gamma} \varepsilon_0 \gamma_0 \frac{d}{dt}\int_S \bar{D}_i \overline{dA} \tag{49}$$

($\varkappa_D = \dfrac{1}{\varkappa_\varepsilon \varkappa_\gamma}$ este coeficientul de coerență al acestei mărimi, care este ales întotdeauna astfel încît i_D să se măsoare în aceleași unități cu curentul electric).

Legea circuitului magnetic, care afirmă proporționalitatea sumei $i_\Gamma + i_{D\Gamma}$ a intensităților curenților de deplasare și de conducție care

străbat o suprafață deschisă S_Γ, sprijinită pe o curbă Γ și în rest arbitrară, cu circulația inducției-intensitate $\bar{H}_i$ în lungul acestei curbe închise, definind constanta universală magnetică $\eta_0 = \frac{1}{\mu_0}$, numită reluctivitatea vidului (și a cărei valoare reciprocă μ_0 se numește permeabilitatea vidului),

$$\eta_0 = \frac{1}{\mu_0} = \varkappa_\mu (i_\Gamma + i_{D\Gamma}) \left[\oint_\Gamma \bar{H}_i d\bar{r}\right]^{-1} \text{ sau } \oint_\Gamma \frac{1}{\mu_0} \bar{H}_i d\bar{r} = \varkappa_\mu (i_\Gamma + i_{D\Gamma}) \tag{50}$$

($\varkappa_\mu$ este coeficientul de coerență al mărimii $\eta_0 = \frac{1}{\mu_0}$).

Legea fluxului magnetic, care afirmă anularea fluxului inducției magnetice prin orice suprafață închisă

$$0 = \oint_\Sigma \bar{B} d\bar{A} \tag{51}$$

și care nu introduce astfel nici o constantă universală.

Legea legăturii dintre mărimile de stare ale cîmpului magnetic și magnetizație, care afirmă că inducția magnetică este o funcție liniară și omogenă de inducția-intensitate a cîmpului și de magnetizație,

$$\bar{B} = \bar{H}_i + \varkappa_\mu \mu_0 \bar{M}. \tag{52}$$

Nici în această lege nu mai apar constante universale independente, așa cum se poate verifica prin demonstrarea acestei relații în cazul particular al cîmpului magnetic staționar, cu ajutorul formelor particulare pe care le iau legile fluxului magnetic și circuitului magnetic în acest cîmp. De aceea nici această lege nu a fost pusă sub forma (14).

În această formă de prezentare a legilor care pune în evidență producerea cîmpului de către corpuri, proprietatea de conservare a sarcinii se enunță ca o teoremă, consecință a legii fluxului electric și a legii circuitului magnetic, aplicată unei curbe care se strînge către un punct. Într-adevăr, în acest ultim caz, suprafața S_Γ tinde către o suprafață închisă Σ și avem

$$i_\Sigma + i_{D\Sigma} = 0 = i_\Sigma + \frac{1}{\varkappa_\varepsilon \varkappa_\gamma} \varepsilon_0 \gamma_0 \frac{d}{dt} \oint_\Sigma \bar{D}_i d\bar{A}$$

și cu ajutorul legii (21)

$$\frac{\varkappa_\gamma}{\gamma_0} i_\Sigma = -\frac{dq_\Sigma}{dt}. \tag{53}$$

5.3. *Constantele universale ale electromagnetismului.* Din examinarea legilor generale ale cîmpului electromagnetic rezultă că în teoria macroscopică a acestui cîmp se introduc trei constante universale independente din punctul de vedere al acestor legi: permitivitatea vidului ε_0, permeabilitatea vidului μ_0 și constanta electrodinamică γ_0. La unități independente date ale mărimilor primitive, valorile numerice ale

acestor constante universale se fixează prin alegerea arbitrară a coeficienților numerici de coerență $\varkappa_\varepsilon$, $\varkappa_\mu$ și $\varkappa_\gamma$, ca în cazul oricărei alte mărimi derivate.

Dimensiunile acestor constante universale se deduc imediat din legile care le definesc.

În sistemul pentadimensional [L] [M] [T] [Q] [I] dimensiunile mărimilor primitive sînt

$$\begin{aligned} &[Q] = [\mathrm{Q}]; \quad [\bar{p}] = [\mathrm{Q}]\,[\mathrm{L}] \\ &[I] = [\mathrm{I}]\ ; \quad [\overline{\mathrm{m}}] = [\mathrm{I}]\,[\mathrm{L}]^2 \\ &[\bar{E}] = [\bar{D}_i] = [\mathrm{L}]\,[\mathrm{M}]\,[\mathrm{T}]^{-2}\,[\mathrm{Q}]^{-1} \\ &[\bar{B}] = [\bar{H}_i] = [\mathrm{M}]\,[\mathrm{T}]^{-2}\,[\mathrm{I}]^{-1} \end{aligned} \tag{54}$$

iar dimensiunile constantelor universale rezultă

$$\begin{aligned} &[\varepsilon_0] = [\mathrm{L}]^{-3}\,[\mathrm{M}]^{-1}\,[\mathrm{T}]^2\,[\mathrm{Q}]^2, \\ &[\mu_0] = [\mathrm{L}]\,[\mathrm{M}]\,[\mathrm{T}]^{-2}\,[\mathrm{I}]^{-2}, \\ &[\gamma_0] = [\mathrm{T}]\,[\mathrm{Q}]^{-1}\,[\mathrm{I}]. \end{aligned} \tag{55}$$

O analiză care depășește cadrul teoriei macroscopice clasice a cîmpului electromagnetic ne arată că numărul acestor constante universale mai poate fi redus.

În primul rînd se observă imediat că mărimea $k_0 = \frac{1}{\gamma_0\sqrt{\varepsilon_0\mu_0}}$ definită cu ajutorul constantelor universale are dimensiunile, pur cinematice, ale unei viteze,

$$[k_0] = [\mathrm{L}]\,[\mathrm{T}]^{-1}. \tag{56}$$

Cum cinematica are o singură constantă universală definită (cu coeficient de coerență unitar) de invarianța intervalului de univers la schimbarea sistemului inerțial de referință,

$$\Delta x^2 + \Delta y^2 + \Delta z^2 - c_0^2\,\Delta t^2 = \text{invariant} \tag{57}$$

care este viteza luminii în vid c_0, se ridică problema dacă constantele k_0 și c_0 sînt independente între ele. Aplicînd principiul relativității restrînse legilor generale ale cîmpului, adică impunînd criteriul de invarianță la schimbarea sistemului inerțial de referință cu transformarea Lorentz, rezultă condiția

$$\frac{\varkappa_\varepsilon\,\varkappa_\gamma^2}{\varkappa_\mu}\,\frac{1}{\varepsilon_0\mu_0\gamma_0^2} = c_0^2 \quad \text{sau} \quad c_0 = k_0\,\varkappa_\gamma\sqrt{\frac{\varkappa_\varepsilon}{\varkappa_\mu}}. \tag{58}$$

Această condiție a fost stabilită experimental înainte de constituirea teoriei relativității restrînse, observîndu-se — în limitele erorilor experimentale — egalitatea dintre viteza luminii în vid c_0 și mărimea $k_0\varkappa_\gamma\sqrt{\frac{\varkappa_\varepsilon}{\varkappa_\mu}}$ (care din ecuațiile cîmpului rezultă a fi viteza de propagare a undelor electromagnetice) și a stat la baza elaborării de către Maxwell a teoriei electromagnetice a luminii.

În al doilea rînd, studiul microfizic a dat interpretarea microscopică a relației (53) de conservare a sarcinii adevărate, care permite definirea curentului electric ca mărime derivată în funcție de sarcină. În acest caz, relația (53) devine forma de coerență a relației de definiție a curentului și nu mai poate cuprinde decît un coeficient de coerență arbitrar, iar constanta electrodinamică trebuie luată adimensională și egală cu unitatea. Toate sistemele de unități utilizate azi în fizică și tehnică (cu o singură excepție — sistemul simetric al lui Gauss), adoptă acest punct de vedere și devin sisteme tetradimensionale, în care se alege și $\varkappa_\gamma = 1$, astfel că unitatea de sarcină are valoarea parametrică definită de produsul valorilor parametrice ale unităților de curent și de timp

$$\varkappa_\gamma = 1,\ \gamma_0 = 1,\ [\gamma_0] = 1 = [\mathrm{T}]\,[\mathrm{Q}]^{-1}\,[\mathrm{I}],\ [Q] = [\mathrm{T}]\,[\mathrm{I}] \tag{59}$$

iar relația de conservare a sarcinii se scrie sub forma

$$i_\Sigma = -\frac{dq_\Sigma}{dt}\cdot \tag{60}$$

În aceste sisteme tetradimensionale, alegînd ca unitate independentă unitatea de curent, dimensiunile mărimilor primitive și ale constantelor universale devin

$$\begin{aligned}
&[Q] = [\mathrm{T}]\,[\mathrm{I}] &&, \quad [\bar{E}] = [\bar{D}_i] = [\mathrm{L}]\,[\mathrm{M}]\,[\mathrm{T}]^{-3}\,[\mathrm{I}]^{-1},\\
&[\bar{p}] = [\mathrm{L}]\,[\mathrm{T}]\,[\mathrm{I}] &&, \quad [\bar{B}] = [\bar{H}_i] = [\mathrm{M}]\,[\mathrm{T}]^{-2}\,[\mathrm{I}]^{-1},\\
&[I] = [\mathrm{I}] &&, \quad [\varepsilon_0] = [\mathrm{L}]^{-3}\,[\mathrm{M}]^{-1}\,[\mathrm{T}]^{4}\,[\mathrm{I}]^{2},\\
&[\bar{m}] = [\mathrm{L}]^2\,[\mathrm{I}] &&, \quad [\mu_0] = [\mathrm{L}]\,[\mathrm{M}]\,[\mathrm{T}]^{-2}\,[\mathrm{I}]^{-2},
\end{aligned} \tag{61}$$

iar condiția de invarianță (33) devine

$$c_0 = k_0\sqrt{\frac{\varkappa_\varepsilon}{\varkappa_\mu}} = \frac{1}{\varepsilon_0\mu_0}\sqrt{\frac{\varkappa_\varepsilon}{\varkappa_\mu}}\cdot \tag{62}$$

Cu relațiile (59) și (62) numărul constantelor universale independente se reduce la una singură, care impune prezența în expresiile legilor a unui singur coeficient de coerență. În toate sistemele de unități (raționalizate sau nu) se iau egali cei doi coeficienți de coerență rămași,

$$\varkappa_\varepsilon = \varkappa_\mu = \varkappa \tag{63}$$

astfel încît condiția de invarianță rămîne neafectată de alegerea valorii acestui ultim factor de coerență,

$$c_0 = \frac{1}{\sqrt{\varepsilon_0\mu_0}}\cdot \tag{64}$$

Legile teoriei macroscopice ale cîmpului electromagnetic se formulează așadar cu ajutorul a opt mărimi primitive noi, care necesită o singură unitate independentă nouă, introduc o singură constantă universală independentă (ε_0 sau μ_0), cealaltă fiind dedusă din (64), și un singur coeficient

de coerență $\varkappa$. Valoarea numerică a constantei universale independente este complet determinată de alegerea unității independente (de exemplu a unității de curent) și de fixarea valorii coeficientului de coerență al constantei universale și reciproc. Cum această fixare este hotărîtoare pentru operația de raționalizare, coeficientul de coerență al constantei universale independente introdusă de studiul fenomenelor electrice și magnetice se mai numește factor de raționalizare sau coeficient de raționalizare. Prin schimbarea lui se schimbă sistemul de coerență al mărimilor electromagnetice.

5.4. *Legi de material în electromagnetism.* Principalele legi de material se referă la materialele cu proprietăți liniare și constituie totodată relații de definiție ale unor mărimi de material. În toate sistemele de unități utilizate curent, unitățile mărimilor derivate de material introduse prin aceste legi se aleg astfel încît coeficienții de coerență corespunzători să fie egali cu unitatea, așa cum se obișnuiește în toate relațiile de definiție ale unui sistem de unități coerente. De aceea, aceste legi de material, pe care le enunțăm mai jos cu formele lor de coerență cele mai uzuale, nu prezintă importanță în problema raționalizării.

Legea conducției electrice (legea lui Ohm) stabilește existența unei relații liniare și în general neomogene între densitatea curentului de conducție și intensitatea cîmpului electric, în interiorul conductoarelor,

$$\bar{J} = \sigma(\bar{E} + \bar{E}_i). \tag{65}$$

Mărimile de material introduse de această lege sînt conductivitatea electrică σ și intensitatea cîmpului electric imprimat $\bar{E}_i$ și depind de temperatura, starea de deformare și natura conductorului (ultima mai depinde de starea de accelerare și de neomogeneitatea fizico-chimică locală și se anulează în conductoare neomogene și neaccelerate).

Legea polarizației electrice temporare stabilește proporționalitatea dintre intensitatea-inducție a cîmpului electric și intensitatea cîmpului electric în dielectrici neseignettoelectrici (neferoelectrici),

$$\bar{D}_i = \varepsilon_r \bar{E}. \tag{66}$$

Mărimea de material ε_r introdusă de această lege este adimensională, depinde de temperatura, starea de deformare și natura materialului dielectric și se numește permitivitatea relativă (sau constanta dielectrică) a materialului.

Legea polarizației magnetice temporare stabilește proporționalitatea dintre inducția magnetică și inducția-intensitate a cîmpului magnetic în materiale neferomagnetice,

$$\bar{B} = \mu_r \bar{H}_i. \tag{67}$$

Mărimea de material μ_r introdusă de această lege este adimensională, depinde de temperatura, starea de deformare și natura materialului dielectric și se numește permeabilitatea relativă a materialului.

5.5. *Mărimi de al doilea ordin în electromagnetism.* Cu ajutorul mărimilor primitive de stare ale cîmpului electromagnetic și cu ajutorul

constantelor universale ε_0 și μ_0, se introduc patru mărimi de-al doilea ordin, definite de următoarele forme de coerență (în care coeficienții de coerență se aleg egali cu unitatea în toate sistemele de unități):

$$\bar{D} = \varepsilon_0 \bar{D}_i, \quad \bar{H} = \frac{1}{\mu_0} \bar{H}_i,$$
$$\varepsilon = \varepsilon_0 \varepsilon_r, \quad \mu = \mu_0 \mu_r. \tag{68}$$

Prima mărime se numește inducție electrică și se folosește în locul intensității-inducție $\bar{D}_i$ de care diferă numai prin natură, respectiv prin dimensiune. Cu (36) rezultă

$$[\bar{D}] = [\varepsilon_0] [\bar{D}_i] = [\mathrm{L}]^{-2} [\mathrm{I}] [T] = [\mathrm{L}]^{-2} [\mathrm{Q}]. \tag{69}$$

A doua mărime se numește intensitatea cîmpului magnetic și se folosește în locul inducției-intensitate $\bar{H}_i$ de care diferă numai prin natură, respectiv prin dimensiune. Cu (36) rezultă

$$[\bar{H}] = [\mu_0]^{-1} [\bar{H}_i] = [\mathrm{L}]^{-1} [\mathrm{I}]. \tag{70}$$

Celelalte două mărimi de al doilea ordin sînt mărimi de material și se numesc permitivitate absolută ε, respectiv permeabilitate absolută μ, utilizîndu-se în locul permitivității relative ε_r și a permeabilității relative μ_r. Ele diferă de acestea prin valorile lor numerice și au aceleași dimensiuni cu constantele universale corespunzătoare.

În unele forme de prezentare a legilor se mai introduce uneori mărimea de al doilea ordin $\bar{J} = \mu_0 \bar{M}$, numită polarizație magnetică.

Introducerea mărimilor de-al doilea ordin prezintă utilitate practică, deoarece pe de o parte permit scrierea mai simplă a legilor generale mai importante, în care nu mai apar explicit constantele universale, iar pe de altă parte permit ca legile de material ale polarizațiilor să apară formal ca o generalizare a relațiilor corespunzătoare privitoare la vid, constantele universale ε_0 și μ_0 apărînd formal ca valori particulare ale unor constante de material ε și μ.

Ținînd seama de (59), (63), și (68) legile generale (46), (47), (48), (50), (51) și (52) și principalele legi de material (65), (66), (67) ale electromagnetismului se scriu

$$\oint_{\Sigma} \bar{D}\, \overline{dA} = \varkappa q_{\Sigma}, \tag{71}$$

$$\oint_{\Gamma} \bar{E}\, d\bar{r} = -\frac{d}{dt} \int_{S_\Gamma} \bar{B}\, \overline{dA}, \tag{72}$$

$$\bar{D} = \varepsilon_0 \bar{E} + \varkappa \bar{P}, \tag{73}$$

$$\bar{D} = \varepsilon \bar{E}, \tag{74}$$

$$\oint_{\Gamma} \bar{H}\,d\bar{r} = \varkappa\left[i_{\Gamma} + \frac{1}{\varkappa}\cdot\frac{d}{dt}\int_{S_{\Gamma}} \bar{D}\,\overline{dA}\right], \tag{75}$$

$$\oint_{\Sigma} \bar{B}\,\overline{dA} = 0, \tag{76}$$

$$\bar{B} = \mu_0(\bar{H} + \varkappa\bar{M}), \tag{77}$$

$$\bar{B} = \mu\bar{H}, \tag{78}$$

$$\bar{J} = \sigma(\bar{E} + \bar{E}_i), \tag{79}$$

la care trebuie adăugată condiția de invariantă (64)

$$c_0^2\,\varepsilon_0\,\mu_0 = 1.$$

Înainte de a trece la analiza problemelor ridicate de raționalizare, trebuie să precizăm că relațiile de mai sus sînt fie relații între măsurile mărimilor care intervin, fie relații între clasele de măsuri ale acestor mărimi, adică între mărimile în sens restrîns. Cum speciile de mărimi au fost definite cu ajutorul formelor lor de coerență cu coeficienți de coerență egali cu unitatea, în afara coeficientului de coerență $\varkappa$ al constantelor universale ε_0 și μ_0, care nu a fost încă fixat, sistemul de coerență este hotărît de alegerea acestui din urmă coeficient. Formele de coerență ale speciilor de mărimi au la bază relațiile de definiție (41), (42), (43), (44), (45), a căror formă este unanim admisă astăzi în electromagnetism.

Pentru ca relațiile de mai sus să reprezinte relații între produsele parametrice ale mărimilor, ar trebui ca înaintea fiecărei mărimi să apară un parametru specific, caracteristic speciei respective și în rest nedeterminat. Pe un asemenea sistem de relații între produse parametrice, problema raționalizării nici nu poate fi discutată. Pentru ca relațiile de mai sus să reprezinte relații între clase de produse parametrice (între mărimi în sens larg), semnul egal ar trebui înlocuit cu semnul de proporționalitate $\sim$, cu aceeași concluzie.

6. RAȚIONALIZAREA ÎN ELECTROMAGNETISM

6.1. *Formele rațională și nerațională ale legilor.* Putem acum exemplifica în concret principiile generale prezentate în paragrafele 3 și 4, privitoare la mărimi, legi și constante universale. Dintre legile electromagnetismului, cele care au păstrat în forma finală factorul de coerență al constantei universale independente, și care au deci forma (39), sînt legea fluxului electric (46), respectiv (71), și legea circuitului magnetic (50), respectiv (75). Problema raționalizării în electromagnetism poate fi discutată considerînd exclusiv aceste două legi.

Dacă se alege pentru coeficientul de coerență cea mai simplă valoare ($\varkappa = 1$), se obține forma rațională a legilor

$$\oint_{\Sigma} \bar{D}\,\overline{dA} = q_{\Sigma}\,, \qquad \oint_{\Gamma} \bar{H}\,d\bar{r} = i_{\Gamma} + \frac{d}{dt}\int_{S_{\Gamma}} \bar{D}\,\overline{dA}. \tag{80}$$

La început legile de producere a cîmpurilor electrice și magnetice au fost cunoscute pentru cîmpurile staționare și au fost formulate în cadrul concepției acțiunii la distanță. Aceste forme mai simple, care sînt consecințe ale formelor generale (71) și (75) (teoreme valabile în regim staționar) și care au servit la începutul dezvoltării electromagnetismului pentru definirea constantelor universale sînt legea lui Coulomb din electrostatică, sau — ceea ce este tot una — expresia inducției electrice produse în vid de o repartiție de volum a sarcinii,

$$\bar{D} = \varepsilon_0 \bar{E} = \frac{\varkappa}{4\pi} \int \frac{\rho \bar{R}}{R^3} \, dv, \tag{81}$$

și teorema lui Biot-Savart-Laplace, care exprimă intensitatea cîmpului magnetic produsă în vid de o repartiție de volum a curenților de conducție,

$$\bar{H} = \frac{\bar{B}}{\mu_0} = \frac{\varkappa}{4\pi} \int \frac{\bar{J} \times \bar{R}}{R^3} \, dv. \tag{82}$$

În această formă „clasică" de introducere a constanțelor universale coeficientul de coerență a fost ales egal cu 4π pentru ca relațiile (81) și (82) să aibă forma cea mai simplă,

$$\bar{D} = \varepsilon_0 \bar{E} = \int \frac{\rho \bar{R}}{R^3} \, dv, \quad \bar{H} = \frac{\bar{B}}{\mu_0} = \int \frac{\bar{J} \times \bar{R}}{R^3} \, dv. \tag{83}$$

Cu această valoare a coeficientului de coerență se obține pentru legile generale forma clasică, neraționalizată,

$$\oint_{\Sigma} \bar{D} \, \overline{dA} = 4\pi q_{\Sigma}, \quad \oint_{\Gamma} \bar{H} \, d\bar{r} = 4\pi i_{\Gamma} + \frac{d}{dt} \int_{S_{\Gamma}} \bar{D} \, \overline{dA}. \tag{84}$$

Examinăm acum cele trei probleme ridicate de raționalizare și semnalate în paragraful 1.

6.2. *Problema oportunității adoptării raționalizării în electrotehnică.* Trecerea de la forma clasică, neraționalizată, la forma raționalizată a legilor electromagnetismului, constînd în adoptarea unei valori numerice pentru coeficientul de coerență $\varkappa$, adică în alegerea sistemului de coerență, are un caracter strict convențional. Orice discuție privitoare la „sensul fizic" al operației de raționalizare este complet inadecvată.

Utilizarea din ce în ce mai frecventă a legilor generale în aplicațiile tehnice a promovat treptat, în majoritatea țărilor, adoptarea formei raționalizate a acestor legi în aplicațiile lor tehnice.

Prin raționalizare, în diferite expresii particulare ale cîmpului electric și magnetic apar factori de proporționalitate adimensionali, adecvați caracterului simetriei prezentate de cîmp în problema respectivă (4π în probleme cu simetrie sferică, 2π în probleme cu simetrie cilindrică, 1 sau $\frac{1}{2}$ în probleme cu simetrie plană). În ultimul timp Comisia Electrotehnică Internațională (C.E.I.) a recomandat tuturor țărilor membre adoptarea

rațională rării. Prin aceasta se poate considera că problema referitoare la oportunitatea raționalizării a evoluat în favoarea acesteia.

6.3. *Problema alegerii tipului de raționalizare.* Examinînd formele de coerență ale relațiilor de definiție ale mărimilor electromagnetice (41) ... (45), (60), (68), (69) și (70), rezultă imediat existența mai multor tipuri de raționalizare, caracterizabile prin speciile de mărimi ale căror valori numerice se consideră invariate prin această operație. Toate tipurile de raționalizare presupun neafectate mărimile mecanice și formele de coerență menționate.

Cum aceste forme de coerență fixează unitățile tuturor mărimilor de primul ordin o dată cu a unității de sarcină electrică, nu se pot stabili decît trei tipuri de raționalizare. În prezentarea acestor tipuri vom nota cu semnul prim măsurile (valorile numerice) raționalizate ale mărimilor afectate de raționalizare.

A. Raționalizarea prin invarierea măsurilor mărimilor de primul ordin (tipul Giorgi), care lasă invariată sarcina electrică și o dată cu aceasta toate mărimile de primul ordin,

$$\begin{aligned} &q = q', \quad i = i', \quad \bar{p} = \bar{p}', \quad \bar{m} = \bar{m}', \\ &\rho = \rho', \quad \bar{J} = \bar{J}', \quad \bar{P} = \bar{P}', \quad \bar{M} = \bar{M}', \\ &\bar{E} = \bar{E}', \quad \bar{D}_i = \bar{D}_i', \quad \bar{B} = \bar{B}_i', \quad \bar{H} = \bar{H}_i', \end{aligned} \tag{85}$$

dar care afectează constantele universale,

$$\varepsilon_0 = 4\pi\varepsilon_0', \quad \mu_0 = 4\pi\mu_0', \tag{86}$$

cum și toate mărimile de-al doilea ordin

$$\bar{D} = 4\pi \bar{D}', \quad \bar{H} = 4\pi \bar{H}'. \tag{87}$$

B. Raționalizarea prin invarierea mărimilor de-al doilea ordin (tipul mixt), care lasă invariate inducția electrică și intensitatea cîmpului magnetic,

$$\bar{D} = \bar{D}', \quad \bar{H} = \bar{H}', \tag{88}$$

dar care afectează mărimile de primul ordin, și anume într-un sens mărimile de stare ale corpurilor,

$$\begin{aligned} &q = \frac{1}{4\pi} q', \quad \bar{p} = \frac{1}{4\pi} \bar{p}', \quad i = \frac{1}{4\pi} i', \quad \bar{m} = \frac{1}{4\pi} \bar{m}', \\ &\rho = \frac{1}{4\pi} \rho', \quad \bar{P} = \frac{1}{4\pi} \bar{P}', \quad \bar{J} = \frac{1}{4\pi} \bar{J}', \quad \bar{M} = \frac{1}{4\pi} \bar{M}', \end{aligned} \tag{89}$$

și în sens contrariu mărimile de stare ale cîmpului

$$\bar{E} = 4\pi \bar{E}', \quad \bar{D}_i = 4\pi \bar{D}_i', \quad \bar{B} = 4\pi \bar{B}', \quad \bar{H}_i = 4\pi \bar{H}_i'. \tag{90}$$

În acest caz sînt afectate și constantele universale

$$\varepsilon_0 = \frac{1}{4\pi}\varepsilon_0', \quad \mu_0 = \frac{1}{4\pi}\mu_0'. \tag{91}$$

C. Raționalizarea prin invarierea constantelor universale (tipul simetric, Heaviside — vezi [4]), care lasă invariate aceste constante,

$$\varepsilon_0 = \varepsilon_0', \quad \mu_0 = \mu_0', \tag{92}$$

dar care afectează mărimile de primul ordin și anume într-un sens mărimile de stare ale corpurilor,

$$q = \frac{1}{\sqrt{4\pi}}q', \quad \bar{p} = \frac{1}{\sqrt{4\pi}}\bar{p}', \quad i = \frac{1}{\sqrt{4\pi}}i', \quad \bar{m} = \frac{1}{\sqrt{4\pi}}\bar{m}',$$

$$\rho = \frac{1}{\sqrt{4\pi}}\rho', \quad \bar{P} = \frac{1}{\sqrt{4\pi}}\bar{P}', \quad \bar{J} = \frac{1}{\sqrt{4\pi}}\bar{J}' \quad \bar{M} = \frac{1}{\sqrt{4\pi}}\bar{M}' \tag{93}$$

și în sens contrariu mărimile de stare ale cîmpului,

$$\bar{E} = \sqrt{4\pi}\,\bar{E}', \quad \bar{D}_i = \sqrt{4\pi}\,\bar{D}_i', \quad \bar{B} = \sqrt{4\pi}\,\bar{B}', \quad \bar{H}_i = \sqrt{4\pi}\,\bar{H}_i'. \tag{94}$$

În acest caz sînt afectate și mărimile de-al doilea ordin,

$$\bar{D} = \sqrt{4\pi}\,\bar{D}', \quad \bar{H} = \sqrt{4\pi}\,\bar{H}'. \tag{95}$$

Și problema alegerii tipului de raționalizare are un caracter strict convențional.

Deși ultimul tip de raționalizare corespunde unei economii maxime în efectuarea calculelor numerice (constantele universale rămînînd neafectate, pot avea valori rotunde, eventual egale cu unitatea), în electrotehnică s-a adoptat cu exclusivitate raționalizarea de primul tip (Giorgi), care nu afectează mărimile cu unități independente în sistemele practice de unități (sarcina sau curentul) și nici principalele mărimi pentru care s-au realizat aparate de măsură în tehnică (cum sînt tensiunea electrică, rezistența etc.). Un tip de raționalizare care ar modifica aceste mărimi ar necesita reetalonarea majorității aparatelor electrice industriale de măsură azi în folosință, și nu se mai poate adopta în tehnică.

6.4. *Problema interpretării raționalizării.* Spre deosebire de primele două probleme, precizarea genului schimbării pe care raționalizarea o impune mărimilor afectate, adică interpretarea raționalizării, decurge univoc din modul de definire adoptat pentru mărimile fizice.

Cum raționalizarea are ca punct de plecare modificarea unor coeficienți care apar în relațiile fizice scrise între valorile numerice ale mărimilor (măsurile lor în raport cu anumite unități), în orice mod de interpretare se acceptă că prin raționalizare se schimbă în general măsurile mărimilor din speciile afectate de această operație.

Cele două moduri de interpretare a raționalizării admit ades următoarele puncte de vedere inițiale:

a) Proprietatea metrologică fundamentală a mărimilor, unităților și măsurilor, conform căreia la schimbarea unității unei mărimi fizice dintr-o specie dată, valoarea ei numerică (măsura ei) variază invers proporțional cu unitatea. Această proprietate a fost demonstrată la punctul 2.5, formula (19).

b) Între mărime, măsură și unitate există o relație de forma (17),

$$\check{A} = A\check{U} = A'\check{U}' = A''\check{U}'', \tag{96}$$

în care mărimea poate fi interpretată ca fiind definită de produsul dintre măsura ei (cantitatea ei) și mărimea unitate a speciei (calitatea ei), oricare ar fi această unitate. O astfel de interpretare a fost dată încă de Maxwell [10].

c) Formularea legilor fizicii, cum și a relațiilor de definiție, se poate efectua operînd nu numai cu relații între măsuri (valori numerice), ci și cu relații între „mărimi" privite ca „entități abstracte", definite de relații de forma (96). Spre deosebire de relațiile între valori numerice, aceste relații între „mărimi" ar avea o formă independentă de unitățile alese. Ele ar reflecta relațiile obiective existente în natură pe un plan mai adecvat, prin faptul că nu sînt subordonate convențiilor implicate de fixarea unităților.

Acest punct de vedere a fost fundamentat în paragraful 3, unde s-a arătat că un asemenea calcul, complet independent de unități, se poate formula numai pentru clasele de produse parametrice (mărimi în sens larg) în care însă nu se poate opera cu egalități ci numai cu proporționalități de forma (31).

Ținînd seamă de aceste puncte de vedere, s-au manifestat două interpretări distincte în ceea ce privește interpretarea raționalizării (vezi și [7]), pe care le prezentăm mai jos în formularea lor curentă, neținînd seama deocamdată de teoria dezvoltată în paragrafele 3 și 4.

A. *Raționalizarea unităților.* Conform acesteia, atît în forma neraționalizată cît și în forma raționalizată se operează cu aceleași mărimi fizice, prin raționalizare schimbîndu-se numai unitățile speciilor de mărimi variate. Din proprietatea (96) rezultă atunci imediat schimbarea măsurilor acestor mărimi, așa cum cere raționalizarea.

În această interpretare, intensitatea cîmpului magnetic ($\bar{H}$), mărime afectată de raționalizarea de tip Giorgi, este aceeași mărime fizică atît în forma neraționalizată, cît și în forma raționalizată a legii circuitului magnetic în care intervine cu măsuri (valori numerice) diferite, $\bar{H}$ respectiv $\bar{H}' = \frac{1}{4\pi}\bar{H}$, fiind măsurată în unități diferite (de exemplu, în sistemul MKSA, în milioersted respectiv în amper/metru $= 4\pi$ milioersted). În această concepție — care a fost cea adoptată inițial de fizicienii care au propus sau susținut raționalizarea (Heaviside, Lorentz, Cohn, vezi [4]) — această operație constă într-o simplă schimbare de unități și nu prezintă nici o dificultate de interpretare.

În [4]*), după ce se prezintă tabela factorilor numerici de conversiune pentru trecerea de la formele raționalizate tip Heaviside la alte forme ale ecuațiilor cîmpului electromagnetic scrise în alte sisteme (neraționalizate sau raționalizate) de unități, L o r e n t z precizează : „Die Zahlen in der Tabelle geben auch an, um wieviel Mal die *Einheiten* in den verschiedenen Systemen *grösser* sind als die von uns gewählten" **].

Dificultăți apar numai dacă se încearcă interpretarea relațiilor fizice ca relații între „mărimi" și nu numai ca relații între măsuri. Într-adevăr, așa cum am arătat, „mărimile" se concep independente de unitățile alese pentru măsurarea lor și nu pot exista două forme diferite ale relațiilor între „mărimi" : raționalizată și neraționalizată.

În prezentarea curentă a concepției raționalizării unităților se ocolește această dificultate în două moduri :

A_1. Se consideră această dificultate ca o probă că relațiile fizice sînt numai relații între măsuri și că invarianța acestor relații la schimbarea sistemului de unități nu există decît pentru anumite sisteme de unități (de exemplu numai pentru cele raționalizate sau numai pentru cele neraționalizate etc.), avînd în fond un caracter accidental. Se admite astfel că există un singur grup de mărimi fizice și două clase posibile de unități (în fiecare sistem în parte) : unități raționalizate și unități neraționalizate. Acest punct de vedere nemulțumește pe unii cercetători prin faptul că implică renunțarea la calculul cu „mărimi" și pune în umbră semnificația relației (96), foarte răspîndită în literatură.

A_2. Se consideră că numai una din formele relațiilor fizice (forma raționalizată, după partizanii raționalizării, respectiv forma neraționalizată, după adversarii raționalizării) ar reprezenta „adevărata" relație între „mărimi" (și deci și între măsurile lor într-un sistem coerent de unități), pe cînd cealaltă formă nu ar reprezenta decît o relație între măsuri într-un sistem necoerent de unități. Se admite astfel că există un singur grup de mărimi fizice și două clase de unități, din care însă una este o clasă de unități necoerente cu forma generală a relațiilor fizice (între mărimi). Modificarea cerută de trecerea de la o clasă de unități la alta ar fi analogă trecerii de la o unitate coerentă — de exemplu joule-ul pentru energie, în sistemul MKSA — la una necoerentă — de exemplu caloria. Distincția stabilită pe această cale are însă numai o valoare declarativă și nu furnizează nici un criteriu pentru a stabili „adevărata" formă a relațiilor fizice.

B. *Raționalizarea mărimilor.* Conform acesteia, în cele două forme — raționalizată și neraționalizată — se operează cu mărimi fizice diferite, măsurate în aceleași unități. În felul acesta, existența a două clase de relații între „mărimi" — raționalizată și neraționalizată — este justificată de faptul că raționalizarea constă în schimbarea mărimilor (a celor variate). Cum factorul 4π este adimensional, dimensiunea unei mărimi variate rezultă aceeași din cele două forme ale legilor. Intensitatea cîmpului

*) p. 88.

**) „Numerele din tabelă arată de cîte ori unitățile din diferitele sisteme sînt mai mari decît unitățile noastre".

magnetic are de exemplu în ambele cazuri dimensiunea curent $\times$ lungime^{-1}. Pare în acest caz legitim să se considere că mărimea „unitate" este aceeași (în cazul cîmpului $\bar{H}$ în sistemul MKSA, unitatea ar fi în ambele cazuri amper/metru).

Relația (26) este formal satisfăcută deoarece, deși măsura variază și unitatea nu, acceptăm că „mărimea" se schimbă,

$$\check{A} = A\check{U} \quad \text{și} \quad \check{A}' = A'\check{U}. \tag{97}$$

Se admite astfel că există două grupuri de mărimi fizice, mărimi raționalizate și mărimi neraționalizate, în cadrul aceleiași specii de mărimi afectate de raționalizare, și o singură clasă de unități.

Deși schimbarea „mărimilor" prin raționalizare nu pare lipsită de sens (în limitele caracterului declarativ al acestei operații, deoarece nu se precizează totodată sensul exact al conceputului de mărime), ideea posibilității menținerii materiale a unităților e greșită. Într-adevăr, prin unitate de măsură a unei specii de mărimi s-a înțeles și se înțelege o mărime determinată a speciei, asociată unei stări fizice determinate a unui obiect determinat (reprezentarea în concret a unității), căreia i se atribuie măsura (valoarea numerică) egală cu 1. Se poate verifica ușor, de exemplu în cazul intensității cîmpului magnetic, că cele două unități (raționalizată și neraționalizată) au reprezentări în concret diferite, respectiv „mărimi" diferite. Unitatea MKSA de cîmp magnetic „rațională" este reprezentabilă în concret prin cîmpul magnetic din interiorul unui solenoid infinit, uniform bobinat, cu N spire pe metrul de lungime, străbătute de un curent continuu de N^{-1} amperi. Unitatea MKSA de cîmp magnetic „nerațională" este reprezentabilă în concret prin cîmpul aceluiași solenoid cînd spirele lui sînt străbătute de un curent de 4π ori mai mic. Într-adevăr, în ambele situații, calculînd cu expresia raționalizată (80), respectiv nerațională (84), a legii circuitului magnetic, intensitatea cîmpului magnetic interior, găsim valoarea numerică 1. Faptul fizic fundamental e că în al doilea caz, acțiunile ponderomotoare exercitate asupra unui corp de probă (de exemplu un ac magnetic) plasat în interiorul solenoidului (acțiuni care au condus la concepția de cîmp magnetic) sînt mai slabe și deci unitatea a doua e (material) mai mică decît prima (și anume chiar de 4π ori). Cele două unități nu pot fi deci identice. Menținerea unității postulată de concepția raționalizării mărimilor este iluzorie și constă cel mult într-un abuz de limbaj sau de notație (prin acceptarea aceluiași termen amper pe metru și a aceluiași simbol A/m pentru cele două unități).

Raționalizarea mărimilor se mai asociază de obicei cu anumite puncte de vedere privitoare la posibilitățile de „definire intrinsecă" (independentă de unitățile de măsură) ale mărimilor fizice, și anume :

B_1. Definirea mărimilor prin produse „abstracte" ale altor mărimi [8], de exemplu definirea energiei prin produsul dintre forță și lungime,

$$[W] = [\mathrm{F}]\,[\mathrm{L}]. \tag{98}$$

Se acceptă că în felul acesta se precizează univoc atît noua mărime cît și unitatea ei, dacă se dau unitățile mărimilor din membrul drept. Acest

punct de vedere este greșit deoarece relația (7) nu precizează univoc decît dimensiunea (și deci modul de transformare a valorilor noii mărimi la schimbarea unităților); ea nu precizează mărimea (energia este o mărime diferită de momentul static al unei forțe deși are aceleași dimensiuni cu acesta) și nici unitatea (joule-ul este o unitate distinctă — cu reprezentare în concret distinctă și referitoare la altă mărime — decît unitatea de moment, numită distinct newtonmetru). Mai mult, se poate schimba unitatea de măsură a unei mărimi definită în funcție de altele ale căror unități rămîn neschimbate fără a afecta relațiile „abstracte" de tipul (8). Dacă, de exemplu, s-ar alege în geometrie unitatea de arie egală cu aria cercului de rază unitate, în loc de aria pătratului de latură unitate, această nouă unitate ar avea (în sistemul MKS) aceeași dimensiune cu metrul pătrat și ar corespunde aceleiași mărimi geometrice (aria), deși ar fi o unitate diferită de metrul pătrat.

B_2. Definirea mărimilor prin însuși ansamblul de legi fizice în care intervin [7]. Se acceptă de exemplu că mărimile primitive de stare ale cîmpului electromagnetic ($\bar{E}$, $\bar{D}$, $\bar{B}$, $\bar{H}$) constituie un ansamblu de concepte definit chiar de sistemul ecuațiilor lui Maxwell pe care le satisfac. De aici ar rezulta imediat că modificarea formei acestor ecuații, modificare impusă de raționalizare, ar implica modificarea (materială) a mărimilor respective, adică raționalizarea mărimilor. Deși interesantă (prin analogia pe care o sugerează cu axiomele cunoscute ale geometriei, al căror ansamblu definește implicit și conceptele primitive de punct, dreaptă și plan necesare formulării lor), definirea nu este univocă : ecuațiile lui Maxwell sînt ecuații diferențiale cu derivate parțiale care, conform cunoscutelor teoreme de unicitate, au soluții unice numai dacă se precizează separat condițiile de frontieră, adică valorile pe care unele dintre mărimile care intervin în ecuații le iau în punctele frontierei domeniului în care se calculează cîmpul (eventual la infinit). Aceste condiții de frontieră se pot formula numai pe considerente fizice, adică numai dacă semnificația fizică a mărimilor respective este cunoscută în prealabil, respectiv numai dacă mărimile au fost definite independent de ecuațiile diferențiale pe care le satisfac. Situația este aceeași și dacă se consideră formele integrale (exprimate prin circulații și fluxuri) ale acestor ecuații. Un asemenea procedeu, în afară de faptul că ar constitui un cerc vicios, ar lipsi de conținut fizic legile respective, care ar căpăta — ca orice relație de definiție — un caracter convențional.

6.5. *Concluzii asupra interpretării raționalizării.* Analizînd punctele de vedere expuse mai sus cu privire la interpretarea operației de raționalizare, în lumina teoriei efectuate în paragrafele 2 și 3, se pot stabili următoarele concluzii.

A. Raționalizarea se efectuează prin schimbarea sistemului de coerență și constă în schimbarea unităților de măsură, în aceeași măsură în care constă în schimbarea valorilor numerice (a măsurilor) ale mărimilor.

B. Dacă se înțelege prin „mărime" fizică clasa de produse parametrice (mărimea în sens larg) asociată unei stări fizice (clase de echivalență) date de criteriul de comparație, prin raționalizare mărimile fizice din speciile afectate de raționalizare rămîn neschimbate. Relații fizice se pot scrie între aceste mărimi, complet independent de unități, dar numai

cu proporționalități de forma (31), în care factorii numerici multiplicativi nu au nici un rol. Forma uzuală a relațiilor fizice (cu anumiți factori numerici) nu coincide cu aceste relații, între mărimi. În acest caz, raționalizarea constă exclusiv în schimbarea unităților (și a măsurilor).

C. Dacă se înțelege prin „mărime" fizică clasa de măsuri coerente asociată unei stări fizice date (unei clase de echivalență) de criteriul de comparare și de un sistem dat de coerență (mărimea fizică în sens restrîns), prin raționalizare se schimbă mărimile fizice din speciile afectate de raționalizare, adică se schimbă clasele de măsuri. Această schimbare nu este însă „materială"; ea însoțește în mod obligatoriu schimbarea sistemului de coerență, adică a unităților mărimilor afectate.

Relațiile fizice scrise între aceste mărimi în sens restrîns coincid cu relațiile între măsuri, dar nu sînt complet independente de unități, ci numai în interiorul aceluiași sistem de coerență.

În acest caz, raționalizarea constă în schimbarea unităților și în schimbarea mărimilor (în sens restrîns), dar această ultimă schimbare nu are un caracter „material" (nu duce la alte clase de echivalență).

6.6. *Precizări suplimentare.* În legătură cu unele puncte de vedere exprimate de diferiți cercetători în discuțiile ridicate în jurul problemelor raționalizării, socotim necesar să se facă unele precizări suplimentare.

a) Relația dintre unitatea de intensitate a cîmpului magnetic în sistemul MKSA raționalizat (A/m), numită prin convenție internațională amper pe metru, și unitatea de intensitate a cîmpului magnetic în sistemul CGS electromagnetic neraționalizat (Oe), numită prin convenție internațională oersted (relație care face obiectul unor discuții în contradictoriu în C.E.I.) are o singură formă corectă,

$$1 \text{ A/m} = \frac{4\pi}{1\,000} \text{ Oe},$$

unitatea MKSA neraționalizată de intensitate a cîmpului magnetic fiind $(\text{A/m})_n$ = milioersted.

b) Compunerea unităților unor mărimi derivate, sub formă de produse de unități, din unități fundamentale (de exemplu A/m, C/m², m/s etc.) este o operație cu caracter simbolic, corespunzătoare relației dimensionale respective, care are sensul precizat numai în interiorul aceluiași sistem de coerență.

Această operație are justificare și sens numai în măsura în care permite să se deducă factorii de conversiune prin simpla înlocuire a unităților factori cu valorile lor în funcțiune de noile unități, ceea ce este posibil numai cu coeficienți de coerență determinați. De aceea, de exemplu, este corectă denumirea de erg pe franklin pentru unitatea CGSes de potențial electric (pentru că 1 erg/Fr $= 10^{-7}$ J/10^{-1} C $= 10^{-8}$ V, iar factorul de conversiune real este chiar 10^{-8}) și nu este corectă denumirea de biot pe centimetru (în loc de oersted) pentru unitatea CGSem (neraționalizată) de intensitate a cîmpului magnetic (1 Bi/cm $= 10$ A/10^{-2} m $= 10^3$ A/m, pe cînd factorul de conversiune real de la oersted la amper pe metru este $1\,000/4\pi$).

c) Calculul cu dimensiuni, foarte util în verificarea omogeneității dimensionale a formulelor, prezintă o importanță redusă în studiul proprietăților speciilor de mărimi fizice și a posibilității definirii lor. Aceasta deoarece dimensiunea nu caracterizează univoc specia de mărimi : mărimile fizice din specii diferite au dimensiuni diferite, dar reciproca este falsă. Există mărimi diferite cu aceeași dimensiune (cum sînt energia și momentul static, densitatea de volum a energiei și presiunea etc.) și există multe specii de mărimi fizice adimensionale și distincte (cum sînt permitivitatea relativă ε_r, permeabilitatea relativă μ_r, randamentul η etc.). Insuficiența conceptului de dimensiune în ceea ce privește caracterizarea speciilor de mărimi, mai ales atunci cînd dimensiunea este exprimată exclusiv în raport cu dimensiunile independente (de bază) ale unui sistem de dimensiuni, rezultă din faptul că nu permite stabilirea relațiilor de echivalență și ordonare ale speciei de mărimi considerate.

Pentru același motiv, la definirea unei noi mărimi cu relația (31), scrisă între mărimi în sens larg (clase de produse parametrice), nu trebuie simplificați factorii reductibili care sînt mărimi de aceeași dimensiune (chiar din aceeași specie) dacă se referă la obiecte fizice distincte. Din relația de definiție a randamentului, de exemplu $\check{\eta} \sim \check{P}_u \, \check{P}_a^{-1}$, cele două puteri utilă ($\check{P}_u$) și absorbită ($\check{P}_a$) sînt mărimi de aceeași specie, caracterizînd situații fizice diferite, și nu pot fi „simplificate" (cum s-ar proceda în relația dimensională analogă), permițînd astfel stabilirea ordonării randamentelor.

РАЦИОНАЛИЗАЦИЯ В ЭЛЕКТРОМАГНЕТИЗМЕ И ЕЕ ИНТЕРПРЕТАЦИЯ

КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ

Применение рационализации в электромагнетизме связано с тремя главными вопросами: с уместностью рационализационной записи соотношений, с выбором типа рационализации (характеризуемого зависящими величинами, соответственно независящими) и с интерпретацией рационализации (как рационализации величин или единиц). Учитывая, что первые два вопроса носят условный характер и решаются практически рекомендациями МЭК, статья содержит систематический анализ понятия физической величины, а также и основ исчисления при помощи этих величин, с целью наиболее правильного объяснения операции рационализации. Далее приводится, в виде применения, макроскопичная теория электромагнитного поля. Начальные и производные величины, а также и законы этой теории уточнены и представлены согласованно с общей теорией, изложенной вначале, и с точки зрения операции рационализации.

Главные выводы произведенного исследования являются следующими:

— рационализация осуществляется путем изменения безразмерного коэффициента когерентности, ассоциирующего соотношение, определяю-

щее независимую универсальную постоянную электромагнетизма (называемого и рационализационным фактором, равным 1 в рационализованных системах и 4π в нерационализованных), т.е. путем замены системы когерентности единиц;

— в любом случае, рационализация заключается в замене единиц измерения, а также в замене измерений величин, значение которых находится под влиянием этой операции.

—если физическая величина определяется полностью независимо от измерительных единиц (то есть классом параметрических величин, ассоциирующих данные физические состояния в пределах какого-нибудь вида величин), то при рационализации, физические величины остаются неизменными, а физические соотношения могут быть вписаны в число физических величин (то есть не только в число измерений), но не равенствами, а тождествами;

—если физическая величина определяется в ограниченном смысле независимо только от единиц одной и той же системы когерентности (то есть классом когерентных измерений этой системы, ассоциирующих некоторые данные физические состояния), то при рационализации изменяются и физические величины, но только не в количественном смысле. Физические соотношения могут быть вписаны равенствами как в число этих величин в ограниченном смысле, так и в число измерений. Эти соотношения остаются неизменеными при замене единиц в пределах той же системы когерентности, но при замене системы когерентности, а, следовательно, и при рационализации становятся переменными.

В статье уточняются также ошибки, совершающиеся при составлении единиц, результирующих из произведений других единиц и при отождествлении физических величин с их размерностями.

LA RATIONALISATION EN ÉLECTROMAGNÉTISME ET SES INTERPRÉTATIONS

RÉSUMÉ

L'adoption de la rationalisation en électromagnétisme soulève trois problèmes principaux : l'opportunité d'une forme rationalisée des relations, le choix du type de rationalisation (caractérisé par les grandeurs qu'elle affecte ou qu'elle n'affecte pas) et l'interprétation de la rationalisation (en tant que rationalisation des grandeurs ou rationalisation des unités). En tenant compte du caractère conventionnel des deux premiers problèmes, qui ont été pratiquement résolus par les recommandations de la C.E.I., l'article comprend un exposé systématique des concepts de grandeur physique et des bases du calcul à l'aide de grandeurs, en vue d'établir la manière d'interpréter correctement l'opération de rationalisation. On considère ensuite, comme une application, la théorie macroscopique du champ électromagnétique, dont les grandeurs fondamentales et dérivées ainsi que les lois sont définies et présentées conformément à la théorie générale développée aussi du point de vue de la rationalisation.

Les principales conclusions tirées de cette étude sont les suivantes :

— la rationalisation résulte du changement du coefficient de cohérence adimensionnel, associé à la relation de définition de la constante universelle indépendante de l'électromagnétisme (qu'on appelle aussi facteur de rationalisation et qui est égal à 1 dans les systèmes rationalisés et à 4π dans les systèmes non rationalisés), c'est-à-dire du changement du système de cohérence des unités ;

— la rationalisation consiste à changer les unités de mesure, de même qu'elle consiste à changer les valeurs des grandeurs affectées par cette opération :

— si la grandeur physique est complètement définie, indépendamment des unités de mesure (par la classe de produits paramétriques, associée à un état physique donné, dans le cadre d'une espèce de grandeurs), il s'ensuit que les grandeurs physiques ne sont pas modifiées par la rationalisation et les relations physiques peuvent être exprimées entre des grandeurs physiques (et non seulement entre des valeurs), mais par des proportionnalités et non par des égalités ;

— si la grandeur physique n'est définie que dans un sens restreint, indépendamment seulement par rapport aux unités du même système de cohérence (par la classe de valeurs cohérentes de ce système, associée à un état physique donné), les grandeurs physiques changent aussi par rationalisation (mais non pas au sens « matériel »), et les relations physiques entre ces grandeurs peuvent être exprimées, au sens restreint, par des égalités, comme entre les valeurs. Ces relations sont invariantes lors du changement des unités de l'ensemble d'un même système de cohérence, mais ne sont plus invariantes lorsque le système de cohérence est changé, donc lors de la rationalisation.

On précise, en outre, dans ce travail, les fautes commises en composant des unités dérivées des produits d'autres unités et en identifiant les grandeurs physiques avec leurs dimensions.

BIBLIOGRAFIE

1. R. RĂDULET, *Bazele teoretice ale electrotehnicii* (I și II). Curs litografiat, litografia Inst. politehnic, București, 1954.
2. — *O contribuție în problema dimensiunilor mărimilor fizice.* Electrotehnica, București, **6**, *5*, 152 (1958).
3. — *O generalizare a noțiunii de dimensiune a mărimilor fizice.* Comunicările științifice ale Institutului de căi ferate „Gheorghe Gheorghiu-Dej", București, 1958.
4. H. A. LORENTZ, *Maxwells elektromagnetische Theorie (Encyklopädie der mathematischen Wissenschaften.* V ; Physik), 2-er Teil, 83 ; (1904—1922).
5. C. BUDEANU, *Sur la corrélation entre la présentation des phénomènes électromagnétiques et le problème des grandeurs et des unités.* Rev. Gén. Electr., **67**, *4* (1958).
6. — *Sistemul practic general de mărimi și unități.* Ed. Acad. R.P.R., București, 1956.
7. SILSBEE et STILLE, *Interprétation de la méthode de rationalisation.* Notă aditivă la doc. 24 (secretariat), 110 al. C.E.I.
8. S. VASILACHE, *Elemente de teoria mulțimilor și structurilor algebrice.* Ed. Acad. R.P.R., București, 1956.
9. R. FLEISCHMANN, *Die Struktur des physikalischen Begriffsystems.* Z. f. Phys., **129**, 377 (1953).
10. J. C. MAXWELL, *A Treatise of Electricity and Magnetism.* London, 1873.

REZONANŢA DINAMICĂ ÎN CIRCUITE ELECTRICE CU INDUCTANŢĂ VARIABILĂ ŞI CONDENSATOR *)

DE

M. MARINESCU

MEMBRU CORESPONDENT AL ACADEMIEI R.P.R.

INTRODUCERE

Circuitele electrice alimentate în curent alternativ, în care unul din parametri variază periodic cu timpul, au făcut obiectul cercetărilor specialiştilor în vederea rezolvării unor probleme puse de practică, ca de exemplu modulaţia de frecvenţă, generarea parametrică a curenţilor alternativi [1], [2], regimurile asimetrice în funcţionarea maşinilor sincrone [3] etc.

În toate aceste cercetări se consideră variaţia parametrului, în specie inductanţa, periodic variabilă cu timpul şi se determină curentul pe baza analizei armonice.

Aceasta reprezintă însă un singur aspect al problemei, constituind totodată o simplificare a ei. Într-adevăr, în multe cazuri inductanţa nu poate fi considerată ca o funcţie dependentă numai de timp. Circuitul electric fiind cuplat prin forţe electromagnetice cu un sistem mecanic, acesta reacţionează în circuitul electric astfel încît inductanţa nu este numai o funcţie dată de timp, ci ea depinde şi de celelalte variabile dependente ale sistemului. Din punct de vedere matematic, problema revine la rezolvarea unui sistem „neliniar" de două ecuaţii cu două variabile dependente, una a sistemului electric, cealaltă a sistemului mecanic.

Această împrejurare complică considerabil problema şi nu există astăzi metodă generală de rezolvare a unui asemenea sistem. Cu toate dificultăţile analitice de rezolvare, problema prezintă o importanţă practică deosebită, oferind mijlocul de a soluţiona una din problemele electrotehnicii rămasă nerezolvată şi anume realizarea maşinii electrice care la acelaşi gabarit să dezvolte aceeaşi putere la viteze diferite. De asemenea, ea deschide calea folosirii înaltei frecvenţe în maşinile electrice şi a trans-

*) Lucrare prezentată în şedinţa de secţie a Institutului de energetică, din 16 ianuarie 1959.

formării energiei electrice de înaltă frecvenţă în lucru mecanic la orice frecvenţă mai joasă.

În lucrarea de faţă se dă o metodică de rezolvare a unor asemenea sisteme cuplate parametric prin variaţia inductanţei, metodică bazată pe folosirea calculului operaţional.

De asemenea, sînt date şi rezultate experimentale care verifică teoria prezentată.

SCURT ISTORIC AL PROBLEMEI SISTEMELOR CUPLATE PARAMETRIC. ROLUL CONDENSATORULUI ÎN CIRCUITUL ELECTRIC

Încă din 1943 Y. Rocard a semnalat într-o lucrare [4] efectul curios de întreţinere a oscilaţiilor unui pendul din fier moale în vecinătatea unei bobine parcursă de curent alternativ, de frecvenţă mult mai ridicată. Efectul a fost analizat mai tîrziu de N. Minnorsky [5] şi atribuit rezonanţei parametrice în sistemul mecanic cuplat şi datorit variaţiei periodice a parametrului de cuplaj.

N. Minnorsky adoptă ca metodă de rezolvare a sistemului de ecuaţii electromecanice, o metodă de aproximaţii succesive, pornind de la ipoteza mişcării sinusoidale a pendulului.

N. Papalexi [6], independent de autorii citaţi, tratează cazul unui generator parametric funcţionînd ca motor şi reglarea fină a vitezei prin variaţia condensatorului din circuit. Analiza efectului o face tot pe baza variaţiei sinusoidale a inductanţei şi a analizei armonice.

În [7] am tratat şi noi cazul motorului cu condensator, însă pe baze diferite. Mai tîrziu [8], am arătat amplificarea considerabilă obţinută în oscilaţiile pendulului prin introducerea unui condensator în serie.

În lucrarea de faţă, toate aceste efecte, considerate pînă în prezent oarecum disparate, sînt încadrate într-o teorie unitară şi atribuite variaţiei inductanţei după o curbă în formă de clopot. Variaţia inductanţei nu se mai consideră periodică şi se pune în acord cu mişcarea armăturii mecanice cuplată, mişcare care nu este nici de rotaţie uniformă (cazul motorului rotativ) şi nici sinusoidală (cazul pendulului).

Ideea de bază introdusă aici este aceea că mişcarea imprimată armăturii în momentul cuplării capătă o acceleraţie, care îi imprimă o viteză iniţială, după care mişcarea se continuă în virtutea legilor dinamicii corpurilor şi a condiţiilor iniţiale. Această metodă oferă avantajul evitării aproximaţiilor succesive cît şi acela al tratării în mod unitar a celor mai variate sisteme mecanice cuplate (oscilante, de rotaţie, de du-te-vino etc.). Ea pune în evidenţă un efect de rezonanţă, în circuite electrice cu inductanţă variabilă, graţie căruia energia electrică alternativă se poate transforma în lucru mecanic, la orice frecvenţă mai joasă, cu factor de putere aproape unitar.

Încadrarea matematică a procesului

Să considerăm circuitul din figura 1 în care inductanţa variază de la L_m la L_M şi din nou la L_m. Pentru a putea folosi metoda operaţională la calculul curentului i, care ia naştere în circuit sub acţiunea aplicării

forței electromotoare e și a variației inductanței, trebuie liniarizat circuitul dat, deoarece această metodă se aplică numai circuitelor cu parametrii constanți.

În acest scop, vom considera cele două circuite din figura 2 *a* și *b*, în care vom calcula curentul produs, într-un circuit cu parametrii constanți R, C, L_m, mai întîi (fig. 2*a*) sub acțiunea aplicării concomitente a forței electromotoare e și a tensiunii

$$u_1 = \frac{d}{dt}(L_1 i_1), \qquad (1)$$

cînd

$$0 \leqslant L_1(t) \leqslant (L_M - L_m), \qquad (1')$$

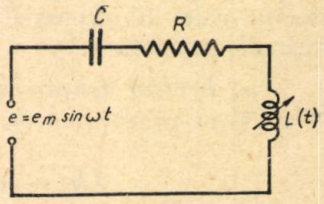


Fig. 1. — Circuitul serie cu inductanță variabilă.

și apoi (fig. 2*b*), în continuare, sub acțiunea aplicării după timpul t_1 a tensiunii

$$u_2 = \frac{d}{dt}(L_2 i_2), \qquad (2)$$

cînd

$$(L_M - L_m) > L_2(t) \geqslant 0. \qquad (2')$$

În primul caz, vom avea

$$\frac{dL_1}{dt} > 0,$$

iar în al doilea

$$\frac{dL_2}{dt} < 0.$$

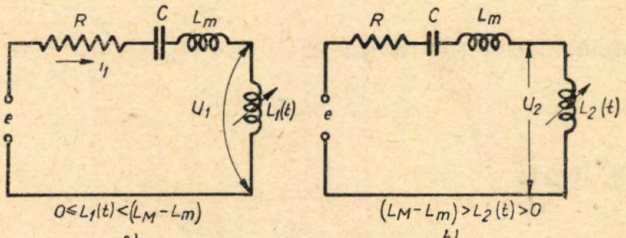


Fig. 2. — Liniarizarea circuitului din figura 1 : *a*) circuitul liniarizat în perioada de creștere a inductanței ; *b*) circuitul liniarizat în perioada de descreștere a inductanței.

Calculul curentului $i_a(t)$ în faza de accelerare $\left(\frac{dL}{dt} > 0\right)$

Sistemul fiind liniar și pornind din repaus, curentul rezultant $i_a(t)$ (fig. 2*a*) va fi suma a doi curenți : unul $i_0(t)$, produs de aplicarea lui e, iar al doilea $i_1(t)$, produs de aplicarea lui u_1, în același moment. Deci

$$i_a(t) = i_0(t) + i_1(t), \qquad (3)$$

curentul $i_1(t)$ fiind dat, după regulile calculului operațional, de

$$i_1(t) = -\frac{d}{dt}\int_0^t A(t-\tau)\,L(\tau)\,i'(\tau)\,d\tau - \frac{d}{dt}\int_0^t A(t-\tau)\,L'(\tau)\,i(\tau)\,d\tau, \quad (4)$$

în care $A(t)$ este răspunsul tranzitoriu al circuitului R, C, L_m. Pentru a efectua calculul expresiei (4) va trebui să ne dăm funcția $L(t)$ și $L'(t)$ în faza de accelerare.

a. *Ipoteză asupra lui* $L(t)$ și $L'(t)$

Vom presupune că

$$L(t) = a + \alpha_1 t + \frac{1}{2}\beta_1 t^2 + \cdots \approx a + \alpha_1 t \quad (5)$$

$$L'(t) = \alpha_1 + \beta_1 t + \cdots \approx \alpha_1 + \beta_1 t \quad (5')$$

adică limităm dezvoltarea în serie Taylor a acestor două funcții la primii doi termeni. Ținînd seama de condiția ilustrată în figura $2a$ asupra variației lui $L(t)$, avem

$$a = 0,\ \alpha_1 = \frac{L_M - L_m}{\tau_1} = \frac{L_m(\gamma - 1)}{\tau_1}, \quad (6)$$

unde τ_1 = durata fazei de accelerare iar $\gamma = \frac{L_M}{L_m}$,

deci

$$L(t) = \alpha_1(t) = \frac{L_m(\gamma - 1)}{\tau_1} t. \quad (7)$$

De asemenea, din (5') obținem

$$\beta_1 = \frac{L'(t) - L'(0)}{\tau_1}. \quad (8)$$

Cum pe de altă parte

$$L'(t) = \frac{dL}{dx}\,v = \operatorname{tg}\varphi\, v, \quad (9)$$

unde $\operatorname{tg}\varphi = \frac{dl}{dx}$ și presupunînd $\operatorname{tg}\varphi$ = const. în intervalul τ_1, obținem

$$\beta_1 = \frac{\operatorname{tg}\varphi}{\tau_1}(v_f - v_0), \quad (10)$$

unde v_0 și v_f sînt viteza inițială și finală a armăturii în faza de accelerare $\left(\frac{dL}{dt} > 0\right)$.

b. *Ecuația curentului* $i_a(t)$

Introducînd deci (7) și (5′) în (4) și eliminînd pe $i_1(t)$ între (4) și (3), obținem ecuația integro-diferențială

$$i_a(t) = i_0(t) - \alpha_1 \frac{d}{dt}\int_0^t A(t-\tau)\,\tau i_a'(\tau)\,d\tau - \alpha_1 \frac{d}{dt}\int_0^t A(t-\tau)\,i_a(\tau)\,d\tau - \\ - \beta_1 \frac{d}{dt}\int_0^t A(t-\tau)\tau i_a(\tau)\,d\tau. \tag{11}$$

c. *Ecuația imagine a curentului* $I_a(p)$

Pentru rezolvarea ecuației (11) prin metodele calculului operațional, vom înlocui fiecare termen al acesteia prin imaginea sa. Vom obține astfel o ecuație diferențială în $I_a(p) \,[\!]\, i_a(t)$, ecuație căreia îi vom impune o soluție particulară, de primă aproximație. Vom obține astfel pe $i_a(t)$ din imaginea sa $I_a(p)$.

Punînd deci

$$I_0(p) \,[\!]\, i_0(t),\ A(t-\tau)\,]\!] \frac{1}{pZ(p)},\quad t\,i'(t)\,]\!] - pI'(p) - I(p),$$
$$t\,i(t)\,]\!] - I'(p), \tag{12}$$

unde

$$Z(p) = L_m p + R + \frac{1}{Cp},$$

aplicînd teorema produsului factorilor de sub integrale și efectuînd operațiile de integrare și derivare asupra imaginii, după regulile calculului simbolic, obținem ecuația

$$I'(p) = \frac{Z(p)}{\alpha_1 p + \beta_1} I(p) - \frac{Z(p)}{\alpha_1 p + \beta_1} I_0(p), \tag{13}$$

ecuația liniară cu membrul al doilea, a cărei soluție este dată de integrala

$$I_a(p) = e^{\int_0^p \frac{Z(p)}{\alpha_1 p+\beta_1} dp} \left[\int_0^p e^{-\int_0^p \frac{Z(p)}{\alpha_1 p+\beta_1} dp} \frac{Z(p)}{\alpha_1 p + \beta_1} I_0(p)\,dp + C \right]. \tag{14}$$

d. *Metodă de rezolvare a ecuației imagine*

Calculul acestei integrale este însă foarte laborios. El nu ne dă totuși decît imaginea lui $i_a(t)$ sub formă de serie, imagine care, limitată la un număr finit de termeni (deci aproximativă), ar trebui tradusă, în mod aproximativ, în domeniul variabilei reale. Rezultă de aici că metoda care pornește de la efectuarea integralei (14) prezintă dezavantajul de a fi greoaie în manipulare, introducînd totodată cumularea a două aproximații.

De aceea, în cele ce urmează, vom dezvolta o altă metodă prin care, admițînd ca soluție particulară, de primă aproximație, a ecuației (13) o soluție de aceeași formă cu forța electromotoare aplicată, deci armonică,

vom putea obține o traducere exactă, în domeniul real, a acesteia. Vom avea astfel, de-a face cu o singură aproximație.

Impunînd, în plus, ca soluția armonică admisă să aibă aceeași frecvență și fază ca și forța electromotoare aplicată, vom obține rezultatul, important din punct de vedere practic, al realizării transformării energiei electrice, de la frecvențe ridicate, în lucru mecanic, la orice frecvență mai joasă, cu factor de putere unitar.

Dacă deci

$$e = e_m \cos \omega t, \tag{15}$$

vom pune

$$i_a = I_a \cos \omega t. \tag{16}$$

Va trebui deci ca imaginea acestui curent, adică

$$I_a(p) = \frac{I_a p}{p^2 + \omega^2} \; \square \; i_a(t) = I_a \cos \omega t, \tag{17}$$

să verifice, într-un anumit mod (nu identic, fiind vorba de o soluție aproximativă) ecuația (13).

Vom avea astfel

$$I_a'(p) = I \frac{(\omega^2 - p^2)}{(\omega^2 + p^2)^2}. \tag{18}$$

De asemenea, dacă la aplicarea forței electromotoare e se neglijează regimul tranzitoriu (vom reveni mai tîrziu asupra acestei presupuneri), vom avea

$$I_0(p) = \frac{i_m \omega}{p^2 + \omega^2} \; \square \; i_0(t) = \frac{e_m}{L_m \omega \left(1 - \frac{\omega_0^2}{\omega^2}\right)} \sin \omega t = i_m \sin \omega t, \tag{19}$$

unde

$$i_m = \frac{e_m}{L_m \omega \left(1 - \frac{\omega_0^2}{\omega^2}\right)}, \qquad \omega \neq \omega_0 = \frac{1}{\sqrt{L_m C}} \tag{19'}$$

și unde s-a neglijat rezistența R a circuitului față de reactanțe. Introducînd expresiile (17), (18) și (19) în (13), obținem

$$I \frac{\omega^2 - p^2}{(\omega^2 + p^2)^2} = \frac{Z(p) I p}{(\alpha_1 p + \beta_1)(p^2 + \omega^2)} - i_m \omega \frac{Z(p) p}{(\alpha_1 p + \beta_1)(p^2 + \omega^2) p}. \tag{20}$$

Deoarece

$$p Z(p) = L_m p^2 + R p + \frac{1}{cp} = L_m (p^2 + 2\delta p + \omega_0^2) \approx L_m (p^2 + \omega_0^2) \tag{21}$$

punînd

$$\omega_0^2 \gg \delta^2$$

vom obține, în definitiv, eliminînd pe $pZ(p)$ între (20) și (21),

$$(\omega^2 - p^2)\left(p + \frac{\beta_1}{\alpha_1}\right)p =$$

$$= \frac{L_m}{\alpha_1}(p^2 + \omega_0^2)(p^2 + \omega^2)p - k\omega\frac{L_m}{\alpha_1}(p^2 + \omega_0^2)(p^2 + \omega^2), \qquad (22)$$

unde

$$k = i_m/I.$$

Determinarea lui I_a, C și τ_1. Metodă pentru alegerea ecuațiilor

Dezvoltînd (22) și ordonînd în raport cu p, obținem un polinom de gradul 5 cu termen constant. Coeficienții fiecărui termen în p sînt funcții de parametrii ω_0, α, β_1 și k, care conțin parametrii primari I_a, C și τ_1, a căror valoare urmează să o determinăm în funcție de datele problemei, care sînt ω, e_m, L_m și L_M. Dacă soluția particulară aleasă (vezi (16)) ar fi soluția exactă, ea ar trebui să satisfacă identic polinomul, ceea ce ar conduce la șase ecuații între cele trei necunoscute (I_a, C și τ_1), prin anularea fiecăruia din ceoficienții celor șase termeni în p ai polinomului.

Cum însă soluția este numai o soluție de primă aproximație, polinomul nu va putea fi *identic* nul. Anumiți termeni vor putea fi însă nuli. Aceștia vor fi aceia care ne dau direct valorile lui I_a și C. Din examinarea ecuației (22) se vede imediat că termenii în cauză sînt termenii în p^4 și p.

Anularea termenului în p^4 ne dă

$$I_a = i_m\,\omega\left(\frac{L_m}{\alpha}\right) = \frac{e_m}{\alpha_1\left(1 - \dfrac{\omega_0^2}{\omega^2}\right)} = \frac{e_m}{R_d} \qquad (23)$$

și deci

$$i_a(t) = \frac{e_m}{R_d}\cos\omega t, \qquad (23')$$

unde am pus

$$R_d = \alpha_1\left(1 - \frac{\omega_0^2}{\omega^2}\right), \qquad (24)$$

iar anularea termenului în p ne dă relația

$$\beta_1 = \frac{1}{C}. \qquad (25)$$

Pentru determinarea lui τ_1 vom considera polinomul care rămîne din (22) după anularea termenilor în p și p^4. Acesta este

$$0 = -\omega_0^2\,\omega^2 - (\omega_0^2 + 2\omega^2)p^2 + \left[\frac{L_m}{\alpha_1}\left(\omega_0^2 + \omega^2 + \frac{\beta_1}{\alpha_1}\right)p^3 + \frac{L_m}{\alpha_1}p^5\right], \qquad (26)$$

care mai poate fi scris, dînd pe $\left(\frac{1}{p}\right)$ factor comun,

$$0 = -\frac{\omega_0^2\,\omega^2}{p^5}\cdot\frac{1}{p} - \frac{\omega_0^2+2\omega^2}{p^3}\frac{1}{p} + \frac{\frac{L_m}{\alpha_1}(\omega_0^2+\omega^2)+\frac{\beta_1}{\alpha_1}}{p^2}\cdot\frac{1}{p} + \frac{L_m}{\alpha_1}\cdot\frac{1}{p}\cdot \tag{27}$$

Cum pe de altă parte avem

$$\frac{1}{p}\,F(p)\,\square\int_0^t h(t)\,dt,\ \text{cu}\ h(t)\,\square\,F(p)$$

şi

$$\frac{1}{p^n}\,\square\,\frac{t^{(n-1)}}{(n-1)!},\qquad 1\,\square\,\gamma'(t),$$

rezultă că originalul lui (27) va fi

$$0 = -\frac{\omega_0^2\,\omega^2}{4!}\int_0^t t^4\,dt - \frac{\omega_0^2+2\omega^2}{2!}\int_0^t t^2\,dt + \\ +\left(\frac{L_m}{\alpha_1}(\omega_0^2+\omega^2)+\frac{\beta_1}{\alpha_1}\right)\int_0^t t\,dt + \frac{L_m}{\alpha_1}\int_0^t \gamma'(t)\,dt \tag{28}$$

Condiţiei ca (27) să fie satisfăcută identic oricare ar fi p îi corespunde, în real, condiţia ca ecuaţia (28) în t să fie satisfăcută identic.

Cum acesta nu este cazul, vom impune ca (28) să fie satisfăcută pentru $t = \tau_1$.

Această condiţie, care corespunde fizic faptului că perioada τ_1 cuprinde un număr întreg de semiperioade $\frac{\pi}{\omega}$ ale curentului, ne dă ecuaţia în τ_1

$$-\frac{\omega_0^2+\omega^2}{5!}(\gamma-1)\,L_m\,\tau_1^4 - \frac{\omega_0^2+2\omega^2}{3!}(\gamma-1)\,L_m\,\tau_1^2 + \\ +\frac{(\omega_0^2+\omega^2)\,L_m+\beta_1}{2!}\,\tau_1^2 + L_m = 0, \tag{29}$$

în care s-a ţinut seama şi de relaţia (6).

Eliminînd pe β_1 între (29), (25) şi (19′), obţinem

$$-\frac{1}{2}\,\varepsilon\,(\gamma-1)\,(\omega\,\tau_1)^4 + [\varepsilon(7-\gamma)+5-2\gamma]\,(\omega\,\tau_1)^2 + 6 = 0, \tag{30}$$

unde

$$\varepsilon = \frac{\omega_0^2}{\omega^2}\,; \tag{30′}$$

relaţia (30) ne va da pe τ_1, în funcţie de ε care, referindu-ne la (30), (19′) şi (25), se exprimă în funcţie de β_1.

Vom observa însă că β_1, care intră și în expresia lui C și a lui I_a, nu este un parametru cunoscut al sistemului, deoarece depinde de v_f care nu este încă cunoscut.

De aceea, în (30) vom considera pe τ_1 cunoscut, egal după cum am văzut cu un număr întreg n de semiperioade $\frac{\pi}{\omega}$ (n va fi determinat, după cum vom vedea, din analiza fazei de frînare); ecuația (30) ne va da, în acest caz, pe ε,

$$\varepsilon = \frac{\left(5 + \frac{6}{k^2}\right) - 2\gamma}{\left(1 + \frac{k^2}{20}\right)\gamma - \left(7 + \frac{k^2}{20}\right)} = A\frac{a - \gamma}{\gamma - b}, \tag{31}$$

unde

$$k = \omega\tau_1,\ A = \frac{2}{1 + \frac{k^2}{20}},\ a = 2{,}5 + \frac{3}{k^2},\ b = \frac{7 + \frac{k^2}{20}}{1 + \frac{k^2}{\omega}}. \tag{31'}$$

În felul acesta, din ecuațiile (31), (30'), (19'), (23) și (6) vor fi determinate necunoscutele C și I_a în funcție de γ, τ_1, ω și e_m.

Determinarea parametrilor sistemului mecanic: viteza finală v_f în faza de accelerare și masa m a armăturii mobile

Eliminînd pe β_1 și C între (25), (30'), (19') și (10), obținem

$$\tau_1 = \frac{1}{\varepsilon} \cdot \frac{1}{L_m\omega^2} \operatorname{tg}\varphi (v_f - v_0); \tag{32}$$

dar:

$$\operatorname{tg}\varphi = \frac{L_m(\gamma - 1)}{x}; \tag{33}$$

x fiind intervalul (spațial) de variație a lui $L(x)$. Eliminînd pe tg φ între (32) și (33), obținem

$$v_f = v_0 + \frac{(\omega\tau_1)\,\varepsilon}{\gamma - 1}\,\omega x = v_0 + (\omega\tau_1)^2\frac{\varepsilon}{\gamma - 1}v_m, \tag{34}$$

unde $v_m = \frac{x}{\tau_1}$ este viteza medie a armăturii în faza de accelerare. Remarcăm din (34) că putem determina pe v_f dacă cunoaștem pe γ, x, ω și τ_1 precum și viteza inițială v_0; de asemenea că v_f nu depinde de e_m.

În ceea ce privește masa m, aceasta va fi obținută din egalitatea energiei electrice absorbite și transformate în lucru mecanic cu energia cinetică comunicată armăturii, în faza de accelerare. Vom avea astfel

$$\int_0^{\tau_1} e\,i\,dt = \frac{1}{2}m\,(v_f^2 - v_0^2) \tag{35}$$

sau

$$\frac{1}{2} e_m I_a \tau_1 = \frac{1}{2} m (v_f^2 - v_0^2) = \frac{1}{2} m (v_f - v_0)(v_f + v_0). \tag{36}$$

Eliminînd pe I_a şi $(v_f - v_0)$ între (23), (34) şi (36), obţinem

$$m = \frac{\gamma - 1}{\varepsilon^2 (1 - \varepsilon)} \cdot \frac{e_m^2}{L_m \omega^4 x^2} \cdot \frac{1}{1 + k v_0}, \quad \left(k = \frac{2(\gamma - 1)}{\omega \tau_1 \omega \varepsilon x}\,;\ 0 < k v_0 < 1 \right). \tag{37}$$

Lucrul mecanic τ_a în faza de accelerare va fi

$$\tau_a = \frac{1}{2} e_m I_a \tau_1 = \frac{1}{2} \frac{e_m^2}{(\gamma - 2)(1 - \varepsilon) L_m \omega^2} (\omega \tau_1)^2. \tag{38}$$

INTERPRETAREA FIZICĂ A REZULTATELOR OBŢINUTE

Ajunşi la acest punct al analizei matematice a procesului în faza de accelerare, putem trece la interpretarea sa fizică, în această fază. Pentru a face această interpretare în termenii unor noţiuni cunoscute şi a uşura astfel înţelegerea fenomenelor fizice care se petrec la accelerare, vom defini noţiunile de inductanţă dinamică, inductanţă aparentă şi rezistenţă dinamică în circuite cu inductanţă variabilă şi condensator.

a. *Inductanţa dinamică, inductanţa aparentă.* Vom defini inductanţa dinamică λ şi inductanţa aparentă L_a prin relaţia

$$\omega^2 = \frac{1}{(L_m + \lambda) C} = \frac{1}{L_m C}\,; \tag{39}$$

deoarece

$$\omega_0^2 = \frac{1}{L_m C},$$

avem

$$\lambda = \left(\frac{\omega_0^2}{\omega^2} - 1 \right) L_m = (\varepsilon - 1)\, L_m, \tag{40}$$

$$L_m + \lambda = L_a = \varepsilon L_m. \tag{40'}$$

Deoarece în faza de accelerare $\frac{dL}{dt} > 0$, circuitul se comportă ca o rezistenţă pură; forţa electromotoare aplicată fiind în fază cu curentul, relaţiile (39), (40) şi (40′) pot fi interpretate spunînd că inductanţa dinamică λ este inductanţa constantă pe care prezenţa unui condensator C, într-un circuit alimentat de o forţă electromotoare de pulsaţie ω, în care inductanţa variază de la L_m la L_M, o introduce în acel circuit, peste sau sub inductanţa minimă L_m.

Valoarea acestei inductanţe dinamice este astfel încît inductanţa aparentă, constantă, a circuitului să intre în rezonanţă cu condensatorul C, pe frecvenţa forţei electromotoare aplicată.

Din (40) observăm că inductanța dinamică este pozitivă pentru $\omega_0 > \omega$, nulă pentru $\omega_0 = \omega$ și negativă pentru $\omega_0 < \omega$.

În cazul deci cînd $\omega_0 < \omega$, deși inductanța statică crește de la L_m la L_M, totuși inductanța aparentă *constantă* scade sub valoarea minimă L_m cu valoarea inductanței dinamice.

Pentru $\omega_0 = \omega$ procesul în faza de accelerare menține inductanța aparentă constantă și egală cu L_m ($\lambda = 0$) iar pentru $\omega_0 > \omega$ procesul face să crească inductanța aparentă peste inductanța minimă L_m cu cantitatea constantă λ.

Valorile inductanței dinamice constante introduse, ca și inductanța aparentă constantă, sînt determinate de valoarea condensatorului C prin formule simple, în funcție de γ, τ_1.

b. *Rezistența dinamică.* Relația (23) ne arată că în faza de accelerare, datorită variației inductanței și prezenței condensatorului, mai apare, în circuit, pe lîngă inductanța dinamică constantă, și o rezistență dinamică constantă R_d, a cărei expresie este dată de (24) și care este întotdeauna mai mare ca zero. Prin această rezistență dinamică se face absorbția de energie electrică $\mathcal{E}$ de la sursa de alimentare, energie care se transformă în lucru mecanic. Avem astfel

$$\mathcal{E} = \int_0^{\tau_1} eidt = \frac{1}{2} e_m I_a \tau_1 = \frac{1}{2} R_d I_a^2 \tau_1 = \tau_a .$$

Raportul curenților I_a/i_m

Am văzut că

$$R_d = \alpha_1 \left(1 - \frac{\omega_0^2}{\omega^2}\right) = \alpha_1 (1 - \varepsilon) = \frac{(\gamma - 1)(1 - \varepsilon) L_m \omega}{\omega \tau_1} . \tag{41}$$

Pe de altă parte, reactanța X a circuitului, în afara procesului, este

$$X = L_m \omega - \frac{1}{C\omega} = L_m \omega \left(1 - \frac{1}{L_m C \omega^2}\right) = L_m \omega \left(1 - \frac{\omega_0^2}{\omega^2}\right) = L_m \omega (1 - \varepsilon). \tag{42}$$

Din (41) și (42) rezultă

$$\frac{R_d}{X} = \frac{\gamma - 1}{\omega \tau_1} . \tag{43}$$

Dar

$$I_a = \frac{e_m}{R_d}, \quad i_m = \frac{e_m}{X}, \tag{44}$$

deci

$$\frac{i_m}{I_a} = \frac{R_d}{X} = \frac{\gamma - 1}{\omega \tau_1} . \tag{45}$$

ANALIZA PROCESULUI ÎN FAZA DE FRÎNARE

Procedînd în mod analog ca și pentru faza de accelerare, se ajunge pentru faza de frînare, la relația

$$\omega \tau_1 = n\pi + \theta, \tag{46}$$

$\left(\text{unde } n = 0,1,3,5\ldots,\ 0 \leqslant \theta \leqslant \frac{\pi}{2}\right)$, necesară pentru ca efectul de frînare să fie neglijabil.

Verificări experimentale

Experienţele au fost efectuate asupra următoarelor sisteme electromecanice cuplate electromagnetic :

a. sistem mecanic rotativ ;
b. sistem mecanic pendular ;
c. sistem mecanic percutant.

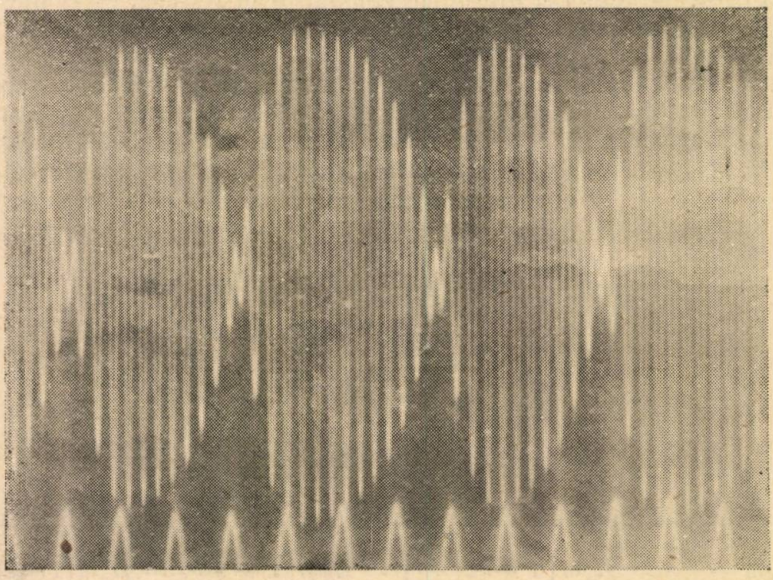


Fig. 3. — Oscilograma curentului într-un circuit alimentat sub 2 000 Hz întrebuinţînd vibraţia unei lame elastice avînd o frecvenţă proprie de 80 Hz. Se disting cele două faze de accelerare şi frînare.

S-au putut face astfel următoarele verificări ale teoriei :

1. Curentul este sinusoidal în intervalul unei semiperioade.
2. Eficacitatea circuitului magnetic deschis ($\gamma = 1,5$).
3. Cînd regimul tranzitoriu dispare, curentul este în fază cu forţa electromotoare aplicată.
4. În faza de frînare, curentul se decalează cu $\frac{\pi}{2}$ faţă de forţa electromotoare si deci frînarea devine neglijabilă.
5. Se confirmă cazul paradoxal, prevăzut de teorie, că inductanţa variabilă, deşi crescătoare, se reflectă în circuitul electric ca o inductanţă negativă, făcînd să scadă inductanţa aparentă sub valoarea inductanţei minime.
6. Se pune în evidenţă efectul unei tensiuni optime la fiecare frecvenţă de alimentare, la aceeaşi masă a armăturii.

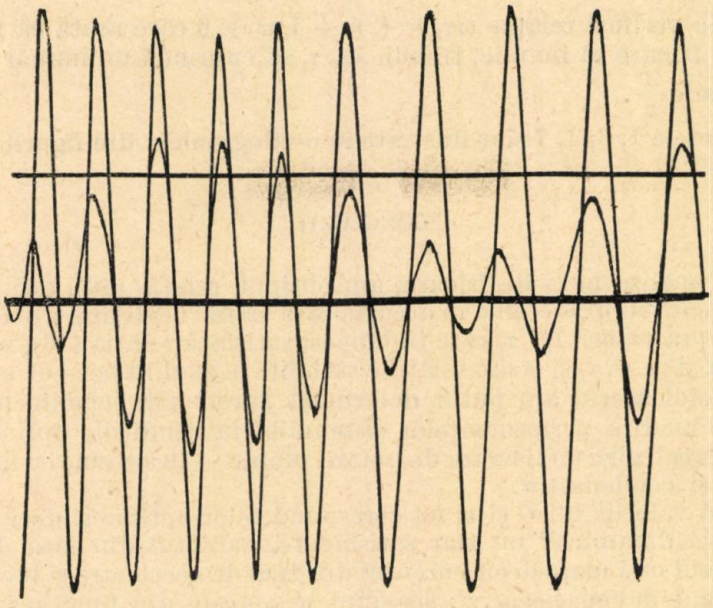


Fig. 4. — Oscilogramele curentului şi tensiunii aceluiaşi sistem ca în figura 3, alimentat însă sub 1 000 Hz. Se disting cele două faze, cu curentul în cuadratură în faza de frînare.

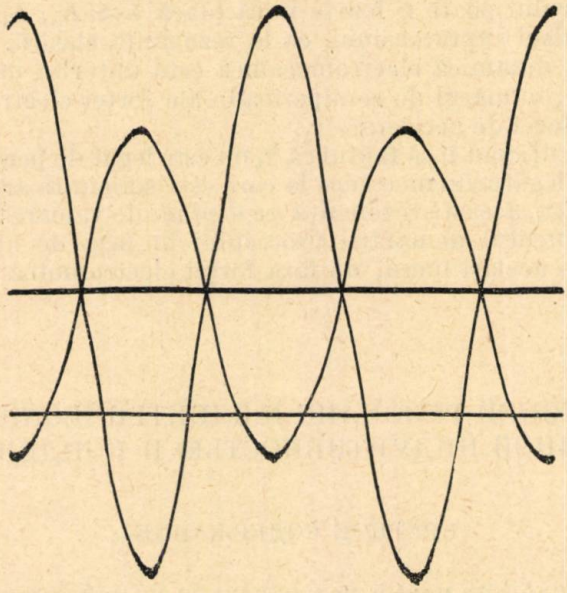


Fig. 5. — Oscilograma curentului şi tensiunii într-un circuit alimentat sub 50 Hz întreţinînd rotaţia unei armături la o viteză de 50 Hz. Se vede curentul în fază cu forţa electromotoare (imaginile sînt decalate cu 180° faţă de situaţia reală).

7. Se verifică relația $\omega\tau_1 = (2n + 1)\pi + \theta$ care arată că pentru ca efectul de frînare să fie mic, trebuie ca τ_1 să cuprindă un număr impar de semiperioade $\frac{T}{2}$.

Punctele 1, 3, 4, 7 sînt ilustrate în oscilogramele din figurile 3, 4 și 5.

CONCLUZII

Din analiza fazei de frînare, am obținut relația (46), care ne dă pe τ_1 astfel încît lucrul mecanic în această fază să fie neglijabil; o dată ce ne fixăm asupra valorii lui τ_1 care trebuie să satisfacă relația (46), vom putea determina și pe C, v_i și m din relațiile stabilite la analiza fazei de accelerare.

În felul acesta am putut determina parametrii fundamentali, care ne permit analiza performanțelor sistemului în condițiile optime și care corespund realizării unui factor de putere unitar — în sisteme cu inductanță variabilă și condensator.

Dacă valorile lui C și m nu corespund celor optime și deci condițiile „rezonanței dinamice" nu sînt satisfăcute, curentul din faza de frînare poate deveni mai mare decît curentul din faza de accelerare și lucrul mecanic rezultant devine negativ: sistemul se oprește din funcționare — iese din rezonanță.

Rezonanța dinamică poate fi foarte ascuțită (variații mari ale puterii pusă în joc față de variații mici, în capacitate) și totuși tensiunea la bornele condensatorului poate fi foarte mică (dacă $\lambda \approx L_m$, $L_a \approx 0$).

Nu avem deci supratensiuni, ca la rezonanța clasică.

Rezonanța dinamică electromecanică este datorită unui sincronism determinat de n, numărul de semiperioade ale forței electromotoare care intră în durata fazei de accelerare τ_1.

Trebuie menționat însă faptul că τ_1 nu este legat de perioada mișcării, care depinde de legăturile mecanice la care este solicitată armătura.

De asemenea, această rezonanță *nu depinde* de valoarea forței electromotoare în momentul demarării procesului în faza de accelerare, sau, ceea ce revine la același lucru, de faza forței electromotoare față de faza mișcării.

ДИНАМИЧЕСКИЙ РЕЗОНАНС В ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ ЦЕПЯХ С ПЕРЕМЕННОЙ ИНДУКТИВНОСТЬЮ И КОНДЕНСАТОРОМ

КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ

Автор разработал новый метод, исходя из наблюдения, что кажущееся периодическое явление состоит фактически из неопределенной последовательности непериодических „элементарных процессов", в которых индуктивность изменяется от минимального значения L_m до

максимального значения L_M и вновь падает до минимального значения L_m. До и после такого элементарного процесса предполагается, что система находится в состоянии покоя. Этот „непериодический" элементарный процесс может быть анализирован на основе операционного исчисления, так как процесс начинается всегда от состояния покоя и система приводится к линейной системе с постоянными параметрами. Интегрально-дифференциальное уравнение решается для каждой гармонической составляющей тока в отдельности. Процесс разделяется на две фазы: фазу ускорения и фазу торможения, что соответствует повышению и понижению индуктивности. При ускорении ток и электродвижущая сила находятся в фазе, а при торможении разность их фаз = 90° (то есть находятся в квадратуре).

Отсюда вытекает, что результирующая механическая работа является исключительно следствием механической работы в фазе ускорения, во время которой имеет место „динамический резонанс". Статья содержит и другие важные результаты этой теории, касающиеся свойств „динамического резонанса", выявляемых новым методом.

ОБЪЯСНЕНИЕ РИСУНКОВ

Рис. 1. — Последовательная цепь с переменной индуктивностью.

Рис. 2. — Линеаризация электрической цепи из рис. 1: *a*) линеаризованная цепь в период повышения индуктивности; *b*) линеаризованная цепь в период понижения индуктивности.

Рис. 3. — Осциллограмма тока в цепи, питаемой переменным напряжением с частототой ниже 2 000 гц, при вибрации упругой пластинки с собственной частотой в 80 гц. Видны фаза ускорения и фаза торможения.

Рис. 4. — Осциллограммы тока и напряжения предыдущей системы, но питаемой, напряжением с частотой ниже 1 000 гц. Видны обе фазы, с квадратурой тока в фазе торможения.

Рис. 5. — Осциллограммы тока и напряжения в цепи, питаемой напряжением с частотой ниже 50 гц при вращении арматуры со скоростью в 50 гц. Фаза тока совпадает с фазой электродвижущей силы (изображения сдвинуты на 180° по отношению к реальному положению).

LA RÉSONANCE DYNAMIQUE DANS LES CIRCUITS ÉLECTRIQUES À INDUCTANCE VARIABLE ET À CONDENSATEUR

RÉSUMÉ

En prenant pour point de départ l'observation qu'un phénomène périodique, apparent, est constitué de fait par une succession indéfinie de «processus élémentaires» apériodiques, l'auteur propose pour l'étude des systèmes électro-mécaniques à inductance variable une méthode où l'inductance varie d'une valeur minimum L_m à une valeur maximum L_M, pour revenir à la valeur minimum L_m. Avant et après un tel processus

élémentaire, le système est supposé être au repos. Ce processus élémentaire « apériodique » peut être analysé au moyen du calcul opérationnel, du fait que le processus part toujours d'un état de repos et que le système peut être ramené à un système linéaire aux paramètres constants. L'équation intégro-différentielle qui en résulte est résolue pour chaque harmonique du courant en particulier. Le processus est divisé en deux phases : phase d'accélération et phase de freinage, correspondant respectivement à l'augmentation et à la diminution de l'inductance. Pendant l'accélération, le courant et la force électromotrice sont en phase, pendant le freinage, ils sont en quadrature.

Il en ressort que le travail mécanique résultant est dû exclusivement au travail mécanique de la phase d'accélération pendant laquelle a lieu la «résonance dynamique». Le travail présente également d'autres résultats importants de cette théorie ayant trait aux propriétés de la «résonance dynamique», que la nouvelle méthode met en évidence.

EXPLICATION DES FIGURES

Fig. 1. — Circuit série à inductance variable.

Fig. 2. — Circuit de la figure 1, mis sous une forme linéaire : *a*) circuit linéarisé, à la période d'augmentation de l'inductance ; *b*) circuit linéarisé, à la période de diminution de l'inductance.

Fig. 3. — Oscillogramme du courant circulant dans un circuit alimenté à 2 000 Hz, en se servant des vibrations d'une lame élastique dont la fréquence propre est de 80 Hz. On distingue les deux phases d'accélération et de freinage.

Fig. 4. — Oscillogramme du courant et de la tension du système de la figure 3, mais alimenté à 1 000 Hz. On y distingue les deux phases, le courant étant en quadrature pendant la phase de freinage.

Fig. 5. — Oscillogramme du courant et de la tension dans un circuit alimenté à 50 Hz et entretenant la rotation d'une armature à une vitesse correspondant à 50 Hz. On voit que le courant est en phase avec la force électromotrice (les images sont décalées de 180° par rapport à la situation réelle).

BIBLIOGRAFIE

1. Н. Д. Папалекси, *Параметрическое генерирование переменных токов.* Электричество, *11*, 67 (1938).
2. M. Marinescu, P. Postelnicu, *Autoexcitaţia parametrică „compusă" în circuite electrice cu mai multe grade de libertate şi aplicaţiile ei.* Bul. ştiinţ. Acad. R.P.R., **IV**, secţiunea de ştiinţe tehnice şi chimice, *1—2*, 59 (1952).
3. В. А. Тафт, *Электрические цепи с периодически изменяющимися параметрами и переходные процессы в синхронных машинах.* Издат. АН СССР, Москва, 185 (1958).
4. Y. Rocard, *Dynamique générale des oscillations.* Masson et Cie, Paris, 242—245 (1943).
5. N. Minnorsky, *Stationary solutions of certain non-linear differential equations.* Journal of the Franklin Institute 21—42 (July 1952).
6. Н. Д. Папалекси, *Об одном случае параметрически связанных систем.*
7. M. Marinescu, *Despre electromotorul monocircuit cu condensator.* Bul. ştiinţ. Acad. R.P.R., seria geologie, geografie, biologie, ştiinţe tehnice şi agricole, **II**, *2*, 117 (1950).
8. — *Sisteme electromecanice oscilante de tip parametric.* Comunicările Acad. R.P.R., **III**, *3—4*, 153 (1953).

DETERMINAREA SUPRATENSIUNII ÎN CAZUL CĂDERII TRĂSNETULUI PE VÎRFUL STÎLPULUI UNEI LINII ELECTRICE AERIENE PREVĂZUTE CU CONDUCTOR DE PROTECŢIE *)

DE

GLEB DRĂGAN

În cazul unei linii prevăzute cu conductor de protecţie, cele mai mari supratensiuni vor avea loc în cazul căderii trăsnetului pe vîrful suportului, din care cauză nivelul de protecţie al unei linii se determină pentru acest caz.

L. V. Bewley [1] dă o relaţie de calcul pentru determinarea supratensiunii în diferite puncte ale liniei şi care permite calculul tensiunii de pe stîlpul lovit de către trăsnet şi anume

$$U_t(t) = U_0(t) + \alpha_{31} \sum_{k=1}^{n} a_k U(t - 2k\tau) \qquad (1)$$

unde a_k reprezintă coeficienţii polinomului ce ne dă valoarea supratensiunii, determinaţi în funcţie de coeficienţii de reflexie şi de transmitere în punctele nodale ale liniei, iar τ timpul necesar propagării undei între doi stîlpi succesivi.

În cazul cînd linia se reduce numai la stîlpul lovit de trăsnet şi se neglijează restul stîlpilor, considerîndu-se numai impedanţele caracteristice ale conductoarelor de protecţie ce pleacă de la stîlpul lovit de trăsnet, se ajunge la relaţia de calcul, menţionată în lucrarea lui M. V. Kostenko [2], privind supratensiunile atmosferice,

$$U_t(t) = U_0(t) + \frac{\alpha_{21}}{\beta_{12}} \sum_{k=1}^{p} b_k U(t - 2k\tau_1), \qquad (2)$$

unde b_k reprezintă coeficienţii polinomului ce ne dă valoarea supratensiunii iar τ_1 — timpul necesar propagării undei de-a lungul stîlpului lovit de trăsnet.

*) Lucrare prezentată la Sesiunea ştiinţifică a Academiei R.P.R. din noiembrie 1954, Cluj.

În ipoteza că linia se reduce la stîlpul lovit și la două deschideri alăturate, se obține expresia din lucrarea lui L. Sirotinski [3] privind supratensiunile atmosferice

$$U_t(t) = U_0(t) + \alpha_{31} \sum_{k=1}^{n} a_k U(t - 2k\tau) + \frac{\alpha_{21}}{\beta_{12}} \sum_{k=1}^{p} b_k U(t - 2k\tau_1). \quad (3)$$

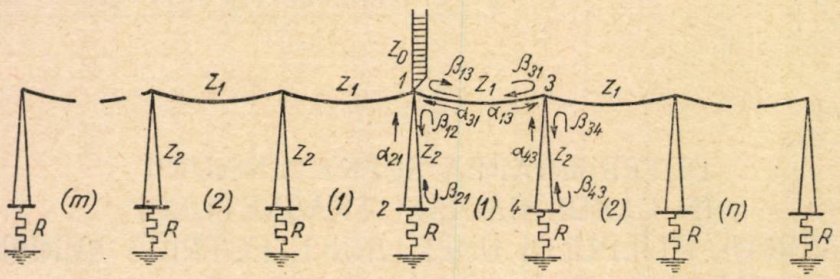


Fig. 1

În scopul determinării unei relații mai generale, pentru calculul supratensiunii în cazul căderii trăsnetului pe vîrful stîlpului unei linii aeriene, prevăzute cu conductoare de protecție, se va considera o linie cu $n + m + 1$ stîlpi; se va nota cu indicele 0 stîlpul lovit de trăsnet, n, respectiv m fiind numărul de stîlpi situați în partea dreaptă și stîngă a stîlpului lovit (fig. 1).

Pentru simplificarea calculelor, se va considera o undă cu fruntea formată dintr-o dreaptă înclinată corespunzătoare pantei undei reale iar coada undei de lungime infinită.

Valoarea supratensiunii în punctul lovit de trăsnet va fi dată de suma tensiunilor din acest punct, ce rezultă în urma reflexiilor și transmiterilor de unde în punctele de schimbare de impedanță caracteristică ale liniei. Ținînd seama de complexitatea fenomenului, este necesar să se adopte unele ipoteze simplificatoare ; în consecință, se vor considera următoarele categorii de unde de tensiune :

1. Undele ce rezultă din propagarea undei inițiale de-a lungul conductoarelor de protecție, ținînd totodată seama de reflexiile succesive la vîrful fiecărui stîlp al liniei. De asemenea, se vor considera undele de tensiune ce rezultă din reflexiile succesive ale undelor ce se transmit dintr-o parte în cealaltă a liniei, față de stîlpul lovit.

2. Undele ce rezultă din reflexiile succesive ale undei inițiale transmise de-a lungul stîlpului lovit de trăsnet, precum și undele ce rezultă din reflexiile succesive ale undelor transmise de la stîlpul lovit de trăsnet înspre conductoarele de protecție ce pleacă de la stîlpul lovit. Totodată, în cazul acesta, trebuie considerate și undele de supratensiune ce rezultă din reflexiile succesive ale undelor de supratensiune de la punctul 1, transmise la stîlpul lovit de trăsnet.

3. Undele ce rezultă din reflexia undelor transmise la fiecare stîlp al liniei.

Pentru precizarea noțiunilor, totalitatea undelor rezultate din reflexiile succesive ale undei inițiale la vîrful fiecărui stîlp al liniei, se vor numi unde principale de supratensiune, iar undele rezultate din reflexiile succesive de același gen ale undelor transmise înspre vîrful stîlpului lovit, unde secundare.

Unde secundare de supratensiune care se iau în considerare, ținînd seama de cele menționate mai sus, sînt :

— undele secundare ce rezultă din transmiterea undelor din rețeaua principală, în cealaltă parte a liniei, față de stîlpul lovit ;

— undele secundare ce rezultă din transmiterea undelor dinspre stîlpul lovit înspre conductoarele de protecție, în cele două sensuri ; aceste unde secundare de ordinul întîi pot da naștere, în mod analog, la unde secundare de ordinul doi, care la rîndul lor dau naștere la undele de ordinul trei ș.a.m.d.

Din cele expuse, rezultă că se iau în considerare numai undele secundare de ordinul întîi, deci cele provocate fie de rețeaua principală, fie de undele transmise dinspre stîlpul lovit de către trăsnet, unde ce rezultă din reflexiile succesive, în lungul acestui stîlp, ale undei inițiale. Dintre undele secundare de ordinul întîi se vor neglija cele provocate de undele ce sînt transmise de fiecare stîlp, diferite de cele transmise de la stîlpul lovit de către trăsnet, deoarece, aportul lor este cu totul neglijabil.

Linia luată în considerare, se presupune o linie fără pierderi ; în consecință se va neglija atenuarea undelor.

De asemenea, în determinarea valorii supratensiunii, este necesar a se ține seama de timpul necesar propagării, deoarece valoarea undei variază în funcție de timp și anume

$$U_{01}(t) = 0 \qquad \text{pentru } t < 0,$$

$$U_{01}(t) = \frac{I_0' Z_0}{2}\, t \qquad \text{pentru } \tau_f > t > 0,$$

$$U_{01}(t) = \frac{I_0 Z_0}{2} = \text{const} \quad \text{pentru } t > \tau_f,$$

unde I_0' reprezintă panta undei, iar τ lungimea frunții undei.

Din aceste considerații, valoarea undei care s-a propagat, pe o anumită lungime de suport sau conductor de protecție, va fi dată de expresia

$$U(t - k\tau - k_1\tau_1)$$

k și k_1 fiind numere întregi.

Valorile lui τ și τ_1 rezultă din relațiile

$$\tau = \frac{l_c}{v}, \quad \tau_1 = \frac{h_s}{v},$$

unde l_c este lungimea unei deschideri, h_s înălțimea unui stîlp, iar v viteza de propagare a undei.

În figura 1 se specifică coeficienții de reflexie și de transmitere ce s-au luat în considerare.

1. CALCULUL AMPLITUDINII UNDELOR DE SUPRATENSIUNE CE REZULTĂ DIN PROPAGAREA UNDEI INIȚIALE DE-A LUNGUL CONDUCTOARELOR DE PROTECȚIE

a. *Undele principale.* Ținînd seama de valorile rezultante ale coeficienților de reflexie și de transmitere ce rezultă în urma reflexiilor succesive și cu care se înmulțesc valorile undelor ce se propagă înspre stîlpul lovit de trăsnet, precum și de decalarea în timp corespunzătoare undelor, rezultă

$$U_a(t) = U_0(t) + \alpha_{31} \sum_{k=1}^{n} a_k U(t - 2k\tau) + \alpha_{31} \sum_{k=1}^{m} a_k U(t - 2k\tau), \qquad (4)$$

unde

$$U_0(t) = \alpha_{01} U_{01},$$
$$a_1 = \beta_{31},$$
$$a_2 = \beta_{13}\beta_{31}^2 + \alpha_{13}^2\beta_{31},$$
$$a_3 = \beta_{13}^2\beta_{31}^3 + \alpha_{13}^2\beta_{13}\beta_{31}^2 + \alpha_{13}^2\beta_{31}^3 + \alpha_{13}^4\beta_{31} \text{ etc.}$$

În expresia dată, se constată următoarele observații generale :

— coeficienții a_k sînt reprezentați de niște polinoame omogene în funcție de α_{13} ; β_{13} ; β_{31}, gradul polinomului fiind dat de relația

$$p = 2k - 1,$$

unde k este numărul de ordine al coeficientului respectiv ;

— puterea coeficientului α_{13} este întotdeauna de ordin par.

b. *Undele secundare rezultate din reflexiile succesive ale undelor transmise de către undele principale.* Undele rezultante care ajung în dreptul stîlpului lovit de trăsnet, decalate cu $2k\tau$, se reflectă și se transmit în partea opusă a liniei, datorită schimbării impedanței caracteristice în acest punct. Undele transmise în partea opusă, prin reflexii succesive în dreptul stîlpilor liniei, vor da naștere unor unde secundare analoage undelor de supratensiune principale.

Se poate stabili o relație generală, care permite determinarea valorii tensiunii rezultante, produsă de aceste rețele secundare, în dreptul stîlpului lovit de trăsnet.

Folosind metoda de calcul cu ajutorul căreia s-a determinat relația precedentă, se obține valoarea tensiunii rezultante produsă de prima categorie de unde conform cu relația (4), care ajunge în dreptul stîlpului lovit de trăsnet, și anume

$$U_b(t) = \alpha_{31} \sum_{i=1}^{n} a_i R_{2i\tau}$$

unde prin $R_{2i\tau}$ s-a notat relația corespunzătoare din (4), decalată cu $2i\tau$; sau, sub formă explicită,

$$U_b(t) = \alpha_{31}^2 \sum_{i=1}^{m-i} a_i \sum_{k=1}^{n} a_k U[t - 2(k+i)\tau] + \alpha_{31}^2 \sum_{i=1}^{n-i} a_i \sum_{k=1}^{m} a_k U[t - 2(k+i)\tau]. \qquad (5)$$

2. TENSIUNEA CE REZULTĂ ÎN URMA REFLEXIILOR SUCCESIVE ALE UNDELOR INIȚIALE DE-A LUNGUL STÎLPULUI LOVIT DE TRĂSNET

Se vor lua în considerare următoarele tensiuni :

— Tensiunea rezultantă în vîrful stîlpului produsă de reflexiile succesive ale undei inițiale de-a lungul stîlpului lovit de trăsnet.

— Tensiunea rezultantă produsă de reflexiile succesive ale undelor principale transmise de-a lungul stîlpului lovit de trăsnet.

— Tensiunea rezultantă din undele secundare produse de undele transmise dinspre stîlpul lovit înspre conductoarele de protecție.

c. *Tensiunea rezultantă în urma reflexiilor succesive ale undei inițiale.* Ținînd seama de coeficienții de reflexie β_{21} și β_{12}, de coeficientul de transmitere α_{21} precum și de valoarea respectivă a tensiunii datorită defazării în timp, se obține :

$$U_c(t) = \alpha_{21}\beta_{21}U(t-2\tau_1) + \alpha_{21}\beta_{21}^2\beta_{12}U(t-4\tau_1) + \ldots + \alpha_{21}\beta_{21}^k\beta_{12}^{k-1}U(t-2k\tau_1)$$

Relația se poate scrie sub forma

$$U_c(t) = \frac{\alpha_{21}}{\beta_{12}} \sum_{k=1}^{p} b_k U(t-2k\tau_1)$$

unde :

$$b_k = \beta^k = \beta_{12}^k\beta_{21}^k. \tag{6}$$

d. *Tensiunea rezultantă în urma reflexiilor succesive ale undelor principale transmise de-a lungul stîlpului lovit de trăsnet.* Valoarea tensiunii U_{d1} ce rezultă în urma reflexiilor succesive al primului termen al undei principale, se poate scrie

$$U_{d1}(t) = \frac{\alpha_{31}\alpha_{21}\beta_{31}}{\beta_{12}} \sum_{k=1}^{p_1} b_k U(t-2\tau-2k\tau_1)$$

sau

$$U_{d1}(t) = \frac{\alpha_{31}\alpha_{21}\beta_{31}}{\beta_{12}} S_{2\tau} = \frac{\alpha_{31}\alpha_{21}}{\beta_{12}} a_1 S_{2\tau},$$

unde prin $S_{2\tau}$ s-a notat simbolic relația de sub semnul sumei ce rezultă în cazul transmiterii undei inițiale în suportul lovit de către trăsnet, cu observația că undele de tensiune sunt decalate cu 2τ.

În mod analog

$$U_{di}(t) = \frac{\alpha_{31}\alpha_{21}}{\beta_{12}} a_i S_{2i\tau} \text{ unde } S_{2i\tau} = \sum_{k=1}^{p_i} b_k U(t-2i\tau-2k\tau_1).$$

Valoarea totală a tensiunii U_d este

$$U_d(t) = \sum U_{di} = \frac{\alpha_{31}\alpha_{21}}{\beta_{12}} \sum a_i S_{2i\tau},$$

$$U_d(t) = \frac{\alpha_{31}\alpha_{21}}{\beta_{12}} \sum_{i=1}^{n} a_i \sum_{k=1}^{p_i} b_k U(t-2i\tau-2k\tau_1) +$$

$$+ \frac{\alpha_{31}\alpha_{21}}{\beta_{12}} \sum_{i=1}^{m} a_i \sum_{k=1}^{p_i} b_k U(t-2i\tau-2k\tau_1). \tag{7}$$

e. *Tensiunea rezultantă din undele secundare produse de undele transmise dinspre stîlpul lovit de trăsnet înspre conductoarele de protecție.* Fiecare undă care în urma reflexiei de la baza stîlpului ajunge la vîrful stîlpului și este transmisă în conductoarele de protecție, va da naștere în cele două părți ale rețelei la unde secundare.

Valoarea totală a tensiunii, produsă de prima undă, ținînd seama că undele se propagă în ambele părți ale liniei, este

$$U_{e1} = \alpha_{21}\beta_{21}\alpha_{31}\sum_{k=1}^{n} a_k U(t-2\tau_1-2k\tau) + \alpha_{21}\beta_{21}\alpha_{31}\sum_{k=1}^{m} a_k U(t-2\tau_1-2k\tau)$$

sau, sub o formă simbolică,

$$U_{e1} = \alpha_{21}\beta_{21}R_{2\tau_1},$$

unde prin $R_{2\tau_1}$ s-a notat rețeaua principală decalată cu $2\tau_1$.

În mod analog se obține

$$U_{ei} = \alpha_{21}\beta_{21}^{i}\beta_{12}^{i-1}R_{2i\tau_1}.$$

Valoarea totală a tensiunii este dată de însumarea tensiunilor U_{ei}

$$U_e = \sum U_{ei} = \frac{\alpha_{21}}{\beta_{12}}\sum_{i=1}^{p} b_i R_{2i\tau_1},$$

$$U_e = \frac{\alpha_{21}\alpha_{31}}{\beta_{12}}\sum_{i=1}^{p_i} b_i \sum_{k=1}^{n} a_k U(t-2i\tau_1-2k\tau) + \tag{8}$$

$$+\frac{\alpha_{21}\alpha_{31}}{\beta_{12}}\sum_{i=1}^{p_i} b_i \sum_{k=1}^{m} a_k U(t-2i\tau_1-2k\tau).$$

3. TENSIUNEA CE REZULTĂ DIN REFLEXIA UNDELOR TRANSMISE LA FIECARE STÎLP AL LINIEI

Undele transmise în fiecare stîlp al liniei dau naștere la o serie de reflexii succesive la cele două capete ale stîlpului, pe cînd undele transmise spre conductoarele de protecție se reflectă și se transmit în dreptul fiecărui stîlp al liniei. Deoarece valoarea coeficientului de reflexie de la vîrful stîlpului este foarte mică ($\beta_{34} \approx 0$), se va lua în considerare numai unda care, reflectîndu-se la baza stîlpului, se transmite înspre linie.

Comparînd relația ce se obține cu expresia dedusă pentru undele principale, rezultă că aceste relații sînt analoage, cu următoarele observații:

— În dreptul fiecărui coeficient apare multiplicatorul $\beta_{21}\,\alpha_{43}$;

— Coeficienții a_k din rețeaua principală sînt divizați în cazul de față într-o serie de coeficienți, ordonați după puterile lui α_{13}. Din această serie de coeficienți, numai pentru coeficienții care nu cuprind pe α_{13} expresia lui U este dată de o relație de forma $U(t-2k\tau-2k_p\tau_1)$, k_p fiind egal cu k; pentru restul coeficienților, valoarea lui k_p este diferită de a lui k, între k, k_p și p existînd relația

$$k_p = \frac{2k-p}{2}.$$

În concluzie, vor exista produse de forma

$$\alpha_{13}^{p} s_p U(t - 2k\tau - 2k_p\tau_1),$$

unde prin s_p s-a notat restul termenilor care, înmulțit cu α_{13}^{p}, formează coeficientul corespunzător.

În aceste expresii, p ia numai valori pare, el variind de la 0 la $q - 1$, unde q reprezintă puterea polinomului omogen din care este alcătuit coeficientul a_k din rețeaua principală și din care se deduce expresia de mai sus.

Valoarea tensiunii rezultante U_f se mai poate scrie

$$U_f(t) = \beta_{21}\alpha_{43} \sum_{k=1}^{n} \sum_{p=0}^{r_1} \alpha_{13}^{p} s_p U(t - 2k\tau - 2k_p\tau_1) +$$

$$+ \beta_{21}\alpha_{43} \sum_{k=1}^{m} \sum_{p=0}^{r_2} \alpha_{13}^{p} s_p U(t - 2k\tau - 2k_p\tau_1). \tag{9}$$

4. FORMA GENERALĂ A EXPRESIEI TENSIUNII DIN VÎRFUL STÎLPULUI LOVIT DE TRĂSNET

Forma generală a expresiei tensiunii din vîrful stîlpului lovit de trăsnet se obține însumînd valorile date de expresiile U_a, U_b, U_c etc.,

$$U_t(t) = U_a(t) + U_b(t) + U_c(t) + U_d(t) + U_e(t) + U_f(t). \tag{10}$$

Înlocuind termenii $U_a(t)$, $U_b(t)$, $U_c(t)$ etc. prin valorile respective, se obține

$$U_t(t) = U_0(t) + \alpha_{31} \sum_{k=1}^{n} a_k U(t - 2k\tau) + \alpha_{31} \sum_{k=1}^{m} a_k U(t - 2k\tau) +$$

$$+ \alpha_{31}^2 \sum_{i=1}^{m-i} a_i \sum_{k=1}^{n} a_k U[t - 2(k+i)\tau] + \alpha_{31}^2 \sum_{i=1}^{n-i} a_i \sum_{k=1}^{m} a_k U[t - 2(k+i)\tau] +$$

$$+ \frac{\alpha_{21}}{\beta_{12}} \sum_{k=1}^{p} b_k U(t - 2k\tau_1) +$$

$$+ \frac{\alpha_{31}\alpha_{21}}{\beta_{12}} \sum_{i=1}^{n} a_i \sum_{k=1}^{p_i} b_k U(t - 2i\tau - 2k\tau_1) + \frac{\alpha_{31}\alpha_{21}}{\beta_{12}} \sum_{i=1}^{m} a_i \sum_{k=1}^{p_i} b_k U(t - 2i\tau - 2k\tau_1) +$$

$$+ \frac{\alpha_{31}\alpha_{21}}{\beta_{12}} \sum_{i=1}^{p_i} b_i \sum_{k=1}^{n} a_k U(t - 2i\tau_1 - 2k\tau) + \frac{\alpha_{31}\alpha_{21}}{\beta_{12}} \sum_{i=1}^{p_i} b_i \sum_{k=1}^{m} a_k U(t - 2i\tau_1 - 2k\tau) +$$

$$+ \beta_{21}\alpha_{43} \sum_{k=1}^{n} \sum_{p=0}^{r} \alpha_{13}^{p} s_p U(t - 2k\tau - 2k_p\tau_1) +$$

$$+ \beta_{21}\alpha_{43} \sum_{k=1}^{m} \sum_{p=0}^{r} \alpha_{13}^{p} s_p U(t - 2k\tau - 2k_p\tau_1). \tag{11}$$

Relația (11) se poate scrie sub o formă mai generală, în cazul cînd nu se limitează reflexiile pînă la ultimii stîlpi; în această situație limitele superioare ale sumelor pot reprezenta valori oricît de mari, seriile respective fiind puternic convergente.

Expresia (11) reprezintă relația generală care determină valoarea supratensiunii în cazul căderii trăsnetului pe vîrful unui stîlp, ținînd seama de ipotezele considerate. Relațiile (1), (2), (3), menționate în lucrările lui L. V. Bewley [1], M. V. Kostenko [2] și L. Sirotinski [3] reprezintă cazuri particulare ale relației deduse.

Presupunînd că punerea la pămînt a conductoarelor de protecție se pune la fiecare ν suporți, unde ν este un număr întreg, se pot deduce următoarele observații generale, care permit să se determine expresia generală de calcul pe baza expresiei (11);

— lungimea de propagare de-a lungul conductoarelor de protecție, cuprinsă între doi stîlpi succesivi, crește de ν ori, devenind $\nu\tau$;

— lungimea de propagare de-alungul stîlpilor liniei rămîne aceeași;

— în cazul cînd numărul de reflexii se limitează la o singură reflexie dată de ultimul stîlp, numărul reflexiilor succesive se micșorează de $\frac{n}{\nu}$, respectiv de $\frac{m}{\nu}$, ori.

Ținînd seama de aceste observații, se obține expresia

$$U_t(t) = U_0(t) + \alpha_{31} \sum_{k=1}^{\frac{n}{\nu}} a_k U(t - 2\nu k\tau) + \alpha_{31} \sum_{k=1}^{\frac{m}{\nu}} a_k U(t - 2\nu k\tau) +$$

$$+ \alpha_{31}^2 \sum_{i=1}^{\frac{m-i}{\nu}} a_i \sum_{k=1}^{\frac{n}{\nu}} a_k U[t - 2\nu(k+i)\tau] + \alpha_{31}^2 \sum_{i=1}^{\frac{n-i}{\nu}} a_i \sum_{k=1}^{\frac{m}{\nu}} a_k U[t - 2\nu(k+i)\tau] +$$

$$+ \frac{\alpha_{21}}{\beta_{12}} \sum_{k=1}^{p} b_k U(t - 2k\tau_1) + \frac{\alpha_{31}\alpha_{21}}{\beta_{12}} \sum_{i=1}^{\frac{n}{\nu}} a_i \sum_{k=1}^{p_i} b_k U(t - 2\nu i\tau - 2k\tau_1) +$$

$$+ \frac{\alpha_{31}\alpha_{21}}{\beta_{12}} \sum_{i=1}^{\frac{m}{\nu}} a_i \sum_{k=1}^{p_i} b_k U(t - 2\nu i\tau - 2k\tau_1) + \frac{\alpha_{31}\alpha_{21}}{\beta_{12}} \sum_{i=1}^{p_i} b_i \sum_{k=1}^{\frac{n}{\nu}} a_k U(t - 2i\tau_1 - 2\nu k\tau) +$$

$$+ \frac{\alpha_{31}\alpha_{21}}{\beta_{12}} \sum_{i=1}^{p_i} b_i \sum_{k=1}^{\frac{m}{\nu}} a_k U(t - 2i\tau_1 - 2\nu k\tau) + \beta_{21}\alpha_{43} \sum_{k=1}^{\frac{n}{\nu}} \sum_{p=0}^{r} \alpha_{13}^p s_p U(t - 2\nu k\tau - 2k_p\tau_1) +$$

$$+ \beta_{21}\alpha_{43} \sum_{k=1}^{\frac{m}{\nu}} \sum_{p=0}^{r} \alpha_{13}^p s_p U(t - 2\nu k\tau_1 - 2k_p\tau_1). \qquad (12)$$

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ПЕРЕНАПРЯЖЕНИЯ В СЛУЧАЕ УДАРА МОЛНИЕЙ ВЕРХУШКИ ОПОРЫ ВОЗДУШНОЙ ЛИНИИ ЭЛЕКТРОПЕРЕДАЧИ, СНАБЖЕННОЙ ТРОСОМ

КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ

В статье выводится общее выражение для расчета перенапряжения, возникающего при ударе молнией верхушки опоры линии электропередачи, имеющей $m + n$ пролетов и оснащенной молниезащитным проводом. При этом учитываются следующие категории волн:

— Волны, возникающие в результате распространения начальной волны по защитным проводам, имея в виду последовательные отражения в верхушках каждой опоры линии. Учитываются также волны напряжений, результирующие от последовательных отражений волн, передающихся с одной стороны линии на другую по отношению к ударенному молнией столбу.

— Волны, возникающие в результате последовательных отражений начальной волны, переданной молнией опоры, а также волны, возникающие в результате последовательных отражений волн, переданных от ударенного молнией столба к тросам, отходящим от этого столба. Вместе с тем учитываются и волны перенапряжения, возникающие в результате последовательных отражений волн перенапряжения, распространяющихся от троса к ударенной молнией опоре.

Выводится также соотношение на случай заземления через каждые ν опоры. Показано, что приводимые в работах Л. Бикюлей, М. В. Костенко и Л. Сиротинского [1], [2], [3] соотношения являются частными случаями выведенного соотношения.

DÉTERMINATION DE LA SURTENSION LORSQUE LA FOUDRE FRAPPE LE SOMMET DU PYLÔNE D'UNE LIGNE ÉLECTRIQUE AÉRIENNE POURVUE DE CONDUCTEUR DE PROTECTION

RÉSUMÉ

Dans le présent travail, l'auteur établit une relation générale permettant de calculer la surtension engendrée par la foudre qui frappe le sommet du pylône d'une ligne électrique aérienne à $m + n$ portées et pourvue de conducteur de protection, en prenant en considération les catégories d'ondes suivantes :

— les ondes résultant de la propagation de l'onde initiale le long des conducteurs de protection, compte tenu des réflexions successives au sommet de chaque pylône de la ligne. On considère, en outre, les ondes de tension

résultant des réflexions successives des ondes transmises d'une extrémité à l'autre de la ligne, par rapport au pylône frappé ;

— les ondes résultant des réflexions successives de l'onde initiale transmise au pylône frappé par la foudre, ainsi que les ondes résultant des réflexions successives des ondes transmises à partir du pylône frappé par la foudre vers les conducteurs de protection partant de ce pylône. On considère également les ondes de surtension résultant des réflexions successives des ondes de surtension qui se propagent du conducteur de protection vers le pylône frappé par la foudre.

On obtient, en outre, une relation pour le cas où la mise à la terre est faite tous les ν pylônes. On montre que les relations mentionnées dans les travaux de L. Bewley, M. V. Kostenko et L. Sirotinski [1], [2], [3], représentent des cas particuliers de la relation établie.

BIBLIOGRAFIE

1. L. V. Bewley, *Travelling waves on transmission systems.* J. Wiley a. Sons, New York, 1933.
2. М. В. Костенко, *Атмосферные перенапряжения и грозозащита высоковольтных установок.* Госэнергоиздат, Москва-Ленинград, 1949.
3. Л. Сиротинский, *Техника высоких напряжений* (III). Госэнергоиздат, Москва-Ленинград, 1946.

REGIMURI ELECTROMAGNETICE TRANZITORII SIMETRICE LA FUNCŢIONAREA ÎN ASINCRON A MAŞINII SINCRONE *)

DE

F. MANEA

INTRODUCERE

Dacă funcţionarea în regim permanent a celei mai importante maşini electrice — maşina sincronă — a devenit în parte o problemă clasică, pentru funcţionarea tranzitorie sînt încă actuale numeroase preocupări de soluţionarea cu modele sau prin calcul a problemelor puse de diverse regimuri care, chiar în condiţii simplificate, constituie probleme speciale.

În ultimii ani, au apărut numeroase monografii şi articole în reviste [1],..., [11], care, pe lîngă contribuţiile aduse prin modul de prezentare şi soluţiile propuse, permit orientarea spre noi procedee de rezolvare a diverselor probleme.

În prezenta lucrare se scriu mai întîi ecuaţiile operaţionale funcţionale ale tensiunilor (folosind transformanta Laplace) în condiţii iniţiale de curenţi nenuli.

Printr-un artificiu se pun în evidenţă variaţiile de curent (faţă de cei iniţiali) şi variaţiile de tensiuni (faţă de cele iniţiale, provenite exclusiv din componentele de rotaţie şi căderile ohmice ale tensiunii). Rezultă astfel ecuaţii generale, într-o formă comodă pentru diverse aplicaţii.

Folosind apoi un sistem de coordonate mixt, sistemul d, q al teoriei celor două reacţii (pentru curenţi) şi sistemul vectorilor reprezentativi rezultanţi (pentru tensiuni), se obţin soluţiile de curenţi ca funcţii de tensiuni şi admitanţele operaţionale, în forma de exprimare cea mai simplă posibilă.

Ulterior, utilizînd descompunerea în fracţii simple a admitanţelor operaţionale în forma folosită la soluţionarea scurtcircuitului trifazat, se determină ca o aplicaţie regimul tranzitoriu de curenţi, putere şi cuplu pentru conectarea nesincronă a unei maşini sincrone excitată, la un sistem

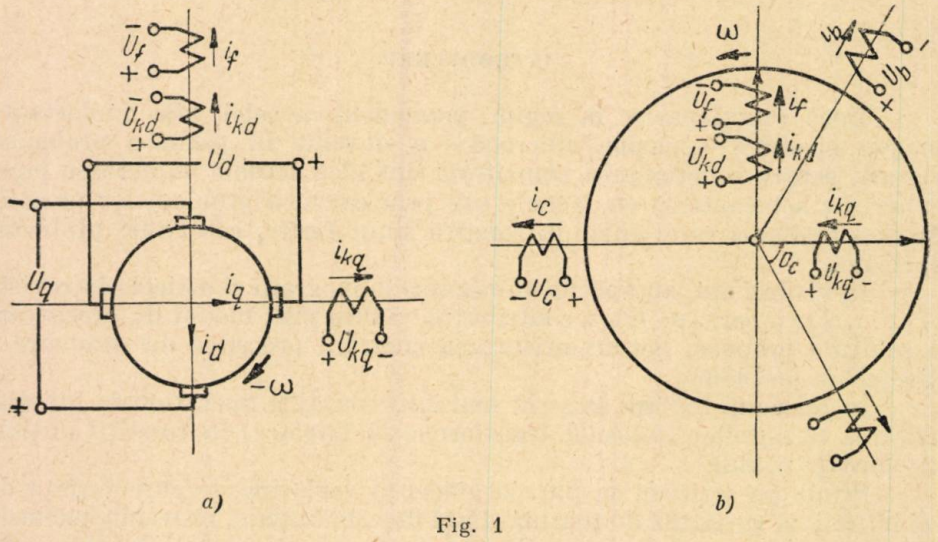
*) Lucrare prezentată la sesiunea de comunicări a Institutului de energetică din 17—18 aprilie 1959.

puternic (sincronizare necontrolată). Expresiile obținute reprezintă forme explicite, practice și generale, neîntîlnite în literatură decît în cazuri particulare (scurtcircuitul trifazat și funcționarea asincronă permanentă). În forma de exprimare ca vectori reprezentativi rezultanți, se construiesc diagrame vectoriale intuitive ale tensiunilor și curenților, care permit analiza sugestivă a diverselor regimuri tranzitorii, ca reanclanșarea automată, autosincronizarea și, în general, orice comutare simetrică.

Se dau în sfîrșit rezultatele unor experiențe de sincronizare necontrolată efectuate cu ajutorul unor mașini model. Se verifică prin calcul valorile inițiale ale componentelor periodice și cvaziperiodice de curenți.

Ecuațiile operaționale funcționale
ale tensiunilor în condiții inițiale nenule

Se pot deduce ușor ecuațiile diferențiale ale tensiunilor pentru mașina de curent alternativ polifazată în sistemul de coordonate rectan-



a) *b)*

Fig. 1

gulare fixate de inductor, ca ecuații ale unei mașini de curent continuu (cu două perechi de perii) corespunzătoare [11].

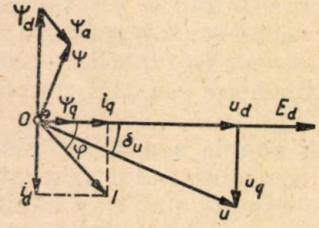


Fig. 2

Considerăm deci o mașină electrică de curent continuu cu trei bobinaje statorice inductoare (indici *f*, *kd*, *kq*), o înfășurare rotorică indusă (indici *d*, *q*) și două perechi de perii colectoare, schematizată ca în figura 1 *a*, corespunzătoare mașinii trifazate, schematizată în figura 1 *b*.

Notațiile și sensurile pozitive au fost alese astfel încît să se obțină, pentru funcționarea permanentă ca generator, diagrama vectorială a mașinii sincrone în forma cea mai uzuală, conform cu figura 2.

Notînd prin D simbolul derivatei în raport cu timpul, pe baza legii inducţiei electromagnetice şi a legii lui Ohm, rezultă în scriere matricială sistemul

$$\begin{bmatrix} u_d \\ u_q \\ u_f \\ u_{kd} \\ u_{kq} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \omega & -D & & & \\ D & \omega & & & \\ & & D & & \\ & & & D & \\ & & & & D \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \psi_d \\ \psi_q \\ \psi_f \\ \psi_{kd} \\ \psi_{kq} \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} & R & & & \\ R & & & & \\ & & R_f & & \\ & & & R_{kd} & \\ & & & & R_{kq} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} i_d \\ i_q \\ i_f \\ i_{kd} \\ i_{kq} \end{bmatrix} \tag{1}$$

Matricea fluxurilor ca funcţie liniară a curenţilor, inductanţelor proprii (L) şi mutuale (M) se deduce, observînd figura 1 *a*, conform expresiei

$$\begin{bmatrix} \psi_d \\ \psi_q \\ \psi_f \\ \psi_{kd} \\ \psi_{kq} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -L_d & & M_d & M_d & \\ & L_q & & & M_q \\ -M_d & & L_f & M_d & \\ -M_d & & M_d & L_{kd} & \\ & M_q & & & L_{kq} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} i_d \\ i_q \\ i_f \\ i_{kd} \\ i_{kq} \end{bmatrix}. \tag{2}$$

Substituirea fluxurilor (2) în sistemul (1) conduce la ecuaţiile diferenţiale de tensiuni

$$\begin{bmatrix} -u_d \\ -u_q \\ u_f \\ u_{kd} \\ u_{kq} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \omega L_d & R+DL_q & -\omega M_d & -\omega M_d & DM_q \\ R+DL_d & -\omega L_q & -DM_d & -DM_d & -\omega M_q \\ -DM_d & & R_f+DL_f & DM_d & \\ -DM_d & & DM_d & R_{kd}+DL_{kd} & \\ & DM_q & & & R_{kq}+DL_{kq} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} i_d \\ i_q \\ i_f \\ i_{kd} \\ i_{kq} \end{bmatrix}. \tag{3}$$

La viteză de rotaţie ω constantă, dacă se aplică transformarea funcţională Laplace, rezultă ecuaţiile operaţionale

$$\begin{bmatrix} -u_d(p) \\ -u_q(p) \\ u_f(p) \\ u_{kd}(p) \\ u_{kq}(p) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \omega L_d & R+pL_q & -\omega M_d & -\omega M_d & pM_q \\ R+pL_d & -\omega L_q & -pM_d & -pM_d & -\omega M_q \\ -pM_d & & R_f+pL_f & pM_d & \\ -pM_d & & pM_d & R_{kd}+pL_{kd} & \\ & pM_q & & & R_{kq}+pL_{kq} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} i_d(p) \\ i_q(p) \\ i_f(p) \\ i_{kd}(p) \\ i_{kq}(p) \end{bmatrix} -$$

$$- \begin{bmatrix} & L_q & & & M_q \\ L_d & & -M_d & -M_d & \\ -M_d & & L_f & M_d & \\ -M_d & & M_d & L_{kd} & \\ & M_q & & & L_q \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} i_{d0} \\ i_{q0} \\ i_{f0} \\ i_{kd0} \\ i_{kq0} \end{bmatrix}. \tag{4}$$

Indicii 0 s-au ataşat valorilor iniţiale (la momentul $t = 0$) ale curenţilor.

Dacă se pun în evidenţă variaţiile curenţilor, de forma $\Delta i\,(p) = i\,(p) - \frac{i_0}{p}$ se obţine sistemul

$$\begin{array}{|c|}\hline -u_d(p)\\ -u_q(p)\\ \hline u_f(p)\\ u_{kd}(p)\\ u_{kq}(p)\\ \hline\end{array} = \left|\begin{array}{cc|cc|c} \omega L_d & R+pL_q & -\omega M_d & -\omega M_d & pM_q \\ R+pL_d & -\omega L_q & -pM_d & -pM_d & -\omega M_q \\ \hline -pM_d & & R_f+pL_f & pM_d & \\ -pM_d & & pM_d & R_{kd}+pL_{kd} & \\ & pM_q & & & R_{kq}+pL_{kq} \end{array}\right| \cdot \begin{array}{|c|}\hline \Delta i_d(p)\\ \Delta i_q(p)\\ \hline \Delta i_f(p)\\ \Delta i_{kd}(p)\\ \Delta i_{kq}(p)\\ \hline\end{array} +$$

$$+ \left|\begin{array}{cc|ccc} \omega L_d & R & -\omega M_d & -\omega M_d & \\ R & -\omega L_q & & & -\omega M_q \\ \hline & & R_f & & \\ & & & R_{kd} & \\ & & & & R_{kq} \end{array}\right| \cdot \begin{array}{|c|}\hline \frac{i_{d0}}{p}\\ \frac{i_{q0}}{p}\\ \hline \frac{i_{f0}}{p}\\ \frac{i_{kd0}}{p}\\ \frac{i_{kq0}}{p}\\ \hline\end{array} \cdot \qquad (5)$$

Cel de-al doilea termen al sumei conţine tensiuni electromotoare de rotaţie şi căderi ohmice de tensiune constante (cele din momentul iniţial), astfel încît, punînd în evidenţă variaţiile tensiunilor de forma $\Delta u\,(p) = u\,(p) - \frac{u_0}{p}$, rezultă ecuaţiile operaţionale funcţionale ale variaţiilor tensiunilor ca funcţii de variaţiile curenţilor (faţă de valorile iniţiale) conform sistemului

$$\begin{array}{|c|}\hline -\Delta u_d(p)\\ -\Delta u_q(p)\\ \hline \Delta u_f(p)\\ \Delta u_{kd}(p)\\ \Delta u_{kq}(p)\\ \hline\end{array} = \left|\begin{array}{cc|cc|c} \omega L_d & R+pL_q & -\omega M_d & -\omega M_d & pM_q \\ R+pL_d & -\omega L_q & -pM_d & -pM_d & -\omega M_q \\ \hline -pM_d & & R_f+pL_f & pM_d & \\ -pM_d & & pM_d & R_{kd}+pL_{kd} & \\ & pM_q & & & R_{kq}+pL_{kq} \end{array}\right| \cdot \begin{array}{|c|}\hline \Delta i_d(p)\\ \Delta i_q(p)\\ \hline \Delta i_f(p)\\ \Delta i_{kd}(p)\\ \Delta i_{kq}(p)\\ \hline\end{array} . \qquad (6)$$

În acest fel, problema condiţiilor iniţiale este rezolvată simplu şi sugestiv.

Ecuaţiile operaţionale ale variaţiilor tensiunilor la borne (faţă de valorile iniţiale ale tensiunilor la borne, provenite exclusiv din componentele de rotaţie şi căderile ohmice) ca funcţii de variaţiile curenţilor se exprimă ca şi ecuaţiile operaţionale pentru condiţii iniţiale nule.

Expresiile operaționale funcționale ale curenților induși

Dacă se elimină curenții inductorului, $\Delta i_f(p)$, $\Delta i_{kd}(p)$, $\Delta i_{kq}(p)$, se obțin, pentru determinarea curenților induși $\Delta i_d(p)$, $\Delta i_q(p)$, ecuațiile

$$\begin{vmatrix} \omega G_f(p)\cdot\Delta u_f(p)+\omega G_{kd}(p)\cdot\Delta u_{kd}(p)-pG_{kq}(p)\cdot\Delta u_{kq}(p)-\Delta u_d(p) \\ pG_f(p)\cdot\Delta u_f(p)+pG_{kd}(p)\cdot\Delta u_{kd}(p)+\omega G_{kq}(p)\cdot\Delta u_{kq}(p)-\Delta u_q(p) \end{vmatrix} =$$

$$= \begin{vmatrix} \omega L_d(p) & R+pL_q(p) \\ R+pL_d(p) & -\omega L_q(p) \end{vmatrix} \cdot \begin{vmatrix} \Delta i_d(p) \\ \Delta i_q(p) \end{vmatrix}. \tag{7}$$

S-a notat

$$L_d(p)=L_d\frac{(1+T'_dp)(1+T''_dp)}{(1+T'_{d0}p)(1+T''_{d0}p)},\qquad L_q(p)=L_q\frac{1+T'_{kq}p}{1+T_{kq}p},$$

$$G_f(p)=\frac{M_d}{R_f}\frac{1+\tau'_{kd}p}{(1+T'_{d0}p)(1+T''_{d0}p)}\approx\frac{M_d}{R_f}\frac{1}{1+T'_{d0}p},\qquad \tau'_{kd}=\frac{L_{kd}-M_d}{R_{kd}},$$

$$G_{kd}(p)=\frac{M_d}{R_{kd}}\frac{1+\tau'_fp}{(1+T'_{d0}p)(1+T''_{d0}p)},\qquad \tau'_f=\frac{L_f-M_d}{R_f},$$

$$G_{kq}(p)=\frac{M_q}{R_{kq}}\frac{1}{1+T_{kq}p}.$$

Însemnăm prin $\Delta v_d(p)$, $\Delta v_q(p)$ termenii din stînga egalității (7). Inversarea sistemului (7) conduce la ecuațiile,

$$\Delta i_d(p)=\frac{\omega\Delta v_d(p)+p\Delta v_q(p)+\dfrac{R}{L_q(p)}\Delta v_q(p)}{L_d(p)\left\{p^2+\omega^2+R\left[\dfrac{1}{L_d(p)}+\dfrac{1}{L_q(p)}\right]p+\dfrac{R^2}{L_d(p)\cdot L_q(p)}\right\}},$$

$$\Delta i_q(p)=\frac{p\Delta v_d(p)-\omega\Delta v_q(p)+\dfrac{R}{L_d(p)}\Delta v_q(p)}{L_q(p)\left\{p^2+\omega^2+R\left[\dfrac{1}{L_d(p)}+\dfrac{1}{L_d(p)}\right]p+\dfrac{R^2}{L_d(p)L_q(p)}\right\}}. \tag{8}$$

Dacă rezistența inductorului R are o valoare mică față de valorile reactanțelor și, deoarece $L_d(p)$, $L_q(p)$ sînt limitate de valorile supratran-

zitorii şi permanente, polinomul din paranteza de la numitor se poate descompune în factori simpli, folosind aproximarea zerourilor sale,

$$p_{1,2} = -\frac{R}{2}\left[\frac{1}{L_d(p)} + \frac{1}{L_q(p)}\right] \pm$$

$$\pm j\omega\sqrt{1 - \frac{R^2}{4\omega^2}\left[\frac{1}{L_d(p)} + \frac{1}{L_q(p)}\right]^2 + \frac{R^2}{\omega^2 L_d(p) L_q(p)}} =$$

$$= -\frac{R}{2}\left[\frac{1}{L_d(p)} + \frac{1}{L_d(p)}\right] \pm j\omega\sqrt{1 - \frac{R^2}{4\omega^2}\left[\frac{1}{L_q(p)} - \frac{1}{L_d(p)}\right]^2} \approx -\alpha \pm j\omega.$$

În consecinţă se obţine următoarea formă practică, aproximată, a curenţilor ca funcţii operaţionale,

$$\Delta i_d(p) \approx \frac{\omega \Delta v_d(p) + p \Delta v_q(p)}{(p + \alpha + j\omega)(p + \alpha - j\omega) L_d(p)}$$

$$\Delta i_q(p) \approx \frac{p \Delta v_d(p) - \omega \Delta v_q(p)}{(p + \alpha + j\omega)(p + \alpha - j\omega) L_q(p)}. \tag{9}$$

Deoarece este mai comodă exprimarea tensiunilor în forma vectorilor reprezentativi rezultanţi determinaţi prin substituţia $\Delta v = \Delta v_d - j\Delta v_q$, $\Delta v^* = \Delta v_d + j\Delta v_q$, din ecuaţiile (7) sau mai simplu din (8), rezultă soluţiile,

$$-j\Delta i_d(p) \approx \frac{1}{2L_d(p)}\left[\frac{\Delta v(p)}{p + \alpha + j\omega} - \frac{\Delta v^*(p)}{p + \alpha - j\omega}\right],$$

$$\Delta i_q(p) \approx \frac{1}{2L_q(p)}\left[\frac{\Delta v(p)}{p + \alpha + j\omega} + \frac{\Delta v^*(p)}{p + \alpha - j\omega}\right]. \tag{10}$$

Dacă se definesc inductanţe tranzitorii şi supratranzitorii, pe baza relaţiilor de proporţionalitate cu constantele de timp, $L'_d = \frac{T'_d}{T'_{d0}} L_d$, $L''_d = \frac{T''_d}{T''_{d0}} L'_d = \frac{T''_d T'_d}{T''_{d0} T'_{d0}} L_d$, $L'_q = L''_q = \frac{T'_{kq}}{T_{kq}} L_q$, şi dacă aproximăm $\frac{T'_d - T''_{d0}}{T'_d - T''_d} \approx 1$, $\frac{T''_d - T'_{d0}}{T'' - T'_d} \approx \frac{T'_{d0}}{T'_d}$, permanenţele operaţionale $\Lambda_d(p) = \frac{1}{L_d(p)}$, $\Lambda_q(p) = \frac{1}{L_q(p)}$, se pot descompune în fracţii simple [10] precum urmează

$$\Lambda_d(p) = \Lambda_d + \Delta\Lambda'_d \frac{p}{p + \alpha'_d} + \Delta\Lambda''_d \frac{p}{p + \alpha''_d}, \quad \Lambda_q(p) = \Lambda_q + \Delta\Lambda'_q \frac{p}{p + \alpha'_q}.$$

S-a notat

$$\Delta\Lambda'_d = \frac{1}{L'_d} - \frac{1}{L_d}, \quad \Delta\Lambda''_d = \frac{1}{L''_d} - \frac{1}{L'_d}, \quad \Delta\Lambda'_q = \frac{1}{L'_q} - \frac{1}{L_q}$$

$$\alpha'_d = \frac{1}{T'_d}, \quad \alpha''_d = \frac{1}{T''_d}, \quad \alpha'_q = \frac{1}{T'_q}.$$

Cu acestea, curenţii din sistemul axelor rectangulare fixate de inductor se pot determina folosind expresiile simple

$$-\Delta i_d(t) = \mathcal{I}m\,\mathcal{L}^{-1}\frac{\Delta v(p)}{p+\alpha+j\omega}\Lambda_d(p),$$
$$\Delta i_q(t) = \mathcal{R}e\,\mathcal{L}^{-1}\frac{\Delta v(p)}{p+\alpha+j\omega}\Lambda_q(p). \tag{11}$$

Simbolul $\mathcal{I}m$, respectiv $\mathcal{R}e$, indică reţinerea părţii imaginare, respectiv reale, a expresiei următoare, iar $\mathcal{L}^{-1}$ înseamnă revenirea la funcţia original a imaginii operaţionale precedată.

Ecuaţiile (11) constituie o formă de exprimare mai simplă şi mai comodă în aplicaţii decît cele întîlnite în literatură. Ele au şi avantajul de a putea fi uşor memorate.

Regimuri tranzitorii simetrice de curenţi, putere şi cuplu la conectarea asincronă

Să considerăm o maşină sincronă dezexcitată care se roteşte cu viteza ω, mai mare decît cea de sincronism ω_∞ a unui sistem puternic („infinit"), la care se va conecta pentru autosincronizare. Vom alege ca unitate de viteză chiar viteza de sincronism $\omega_\infty = 1$, astfel încît $\omega = 1+s$, s fiind alunecarea.

Dacă vectorul reprezentativ al tensiunii sistemului formează în momentul iniţial (al conectării) unghiul $-\delta_v$ cu axa unui pol inductor al maşinii avem,

$$\Delta v(t) = -Ve^{-j\delta v}e^{-jst} = -\overline{V}e^{-jst},$$
$$\Delta v(p) = -\frac{\overline{V}}{p+js}.$$

În acest caz particular, relaţia (11) ne oferă pentru curentul longitudinal expresia

$$i_d(p) = \mathcal{I}m\,\mathcal{L}^{-1}\frac{\overline{V}}{(p+js)\,[p+\alpha+j(1+s)]}\left(Y_d + \Delta Y'_d\frac{p}{p+\alpha'_d} + \Delta Y''_d\frac{p}{p+\alpha''_d}\right).$$

S-au notat prin Y admitanţele corespunzătoare permeanţelor Λ. Trecînd la funcţia original, rezultă

$$i_d(t) = \mathcal{I}m\,\frac{\overline{V}}{j}\left\{\frac{e^{jst}}{1-j\alpha}\left[Y_d + \frac{\Delta Y'_d}{1+j\frac{\alpha'_d}{s}} + \frac{\Delta Y''_d}{1+j\frac{\alpha''_d}{s}}\right] - \frac{e^{-\alpha t - j(1+s)t}}{1-j\alpha}\left[Y_d + \right.\right.$$
$$\left. + \frac{\Delta Y'_d\,[\alpha+j(1+s)]}{\alpha-\alpha'_d+j(1+s)} + \frac{\Delta Y''_d\,[\alpha+j(1+s)]}{\alpha-\alpha''_d+j(1+s)}\right] + \tag{12}$$
$$\left. \frac{e^{-\alpha'_d t}\cdot\Delta Y'_d}{(1+s)\left(1-j\frac{s}{\alpha'_d}\right)\left(1+j\frac{\alpha'_d-\alpha}{1+s}\right)} + \frac{e^{-\alpha''_d t}\,\Delta Y''_d}{(1+s)\left(1-j\frac{s}{\alpha''_d}\right)\left(1+j\frac{\alpha''_d-\alpha}{1+s}\right)}\right\}.$$

Reținem partea imaginară și obținem:

$$-i_d = \frac{V}{\sqrt{1+\alpha^2}}\left[Y_d \cos(st + \delta_v - \operatorname{arctg}\alpha) + \frac{\Delta Y'_d \cos\left(st+\delta_v - \operatorname{arctg}\frac{\alpha'_d}{s}\right)}{\sqrt{1+\left(\frac{\alpha'_d}{s}\right)^2}} + \right.$$

$$\left. + \frac{\Delta Y''_d \cos\left(st+\delta_v - \operatorname{arctg}\frac{\alpha''_d}{s}\right)}{\sqrt{1+\left(\frac{\alpha''_d}{s}\right)^2}}\right] + \frac{V}{1+s}\left[\frac{\Delta Y'_d e^{-\alpha'_d t}\cos\left(\delta_v - \operatorname{arctg}\frac{s}{\alpha'_d} + \operatorname{arctg}\frac{\alpha'_d-\alpha}{s}\right)}{\sqrt{\left[1+\left(\frac{s}{\alpha'_d}\right)^2\right]\left[1+\left(\frac{\alpha'_d-\alpha}{1+s}\right)^2\right]}} + \right.$$

$$\left. + \frac{\Delta Y''_d e^{-\alpha''_d t}\cos\left(\delta_v - \operatorname{arctg}\frac{s}{\alpha''_d} + \operatorname{arctg}\frac{\alpha''_d-\alpha}{1+s}\right)}{\sqrt{\left[1+\left(\frac{s}{\alpha''_d}\right)^2\right]\left[1+\left(\frac{\alpha''_d-\alpha}{1+s}\right)^2\right]}}\right] -$$

$$- \frac{Ve^{-\alpha t}}{\sqrt{1+\alpha^2}}\left\{ Y_d \cos[(1+s)t + \delta_v - \operatorname{arctg}\alpha)] + \right.$$

$$+ \Delta Y'_d \sqrt{\frac{(1+s)^2+\alpha^2}{(1+s)^2(\alpha-\alpha'_d)^2}} \cos\left[(1+s)t + \delta_v - \operatorname{arctg}\alpha + \operatorname{arctg}\frac{1+s}{\alpha-\alpha'_d} - \right.$$

$$\left. - \operatorname{arctg}\frac{1+s}{\alpha}\right] + \Delta Y''_d \sqrt{\frac{(1+s)^2+\alpha^2}{(1+s)^2+(\alpha-\alpha''_d)^2}} \cos[(1+s)t + \delta_v - \operatorname{arctg}\alpha +$$

$$\left. + \operatorname{arctg}\frac{1+s}{\alpha-\alpha'_d} - \operatorname{arctg}\frac{1+s}{\alpha}\right]\Bigg\} \qquad (13)$$

În mod analog, pentru componenta din direcția axei transversale, rezultă

$$i_q = \frac{V}{\sqrt{1+\alpha^2}}\left[Y_q \sin(st + \delta_v - \operatorname{arctg}\alpha) + \frac{\Delta Y'_d \sin\left(st+\delta_v - \operatorname{arctg}\frac{\alpha'_q}{s}\right)}{\sqrt{1+\left(\frac{\alpha'_q}{s}\right)^2}}\right] +$$

$$+ \frac{V}{1+s}\,\frac{\Delta Y'_q e^{-\alpha'_q t}\sin\left(\delta_v - \operatorname{arctg}\frac{s}{\alpha'_q} + \operatorname{arctg}\frac{\alpha'_q-\alpha}{1+s}\right)}{\sqrt{\left[1+\left(\frac{s}{\alpha'_q}\right)^2\right]\left[1+\left(\frac{\alpha'_q-\alpha}{1+s}\right)^2\right]}} -$$

$$- \frac{Ve^{-\alpha t}}{\sqrt{1+\alpha^2}}\left\{ Y_q \sin[(1+s)t + \delta_v - \operatorname{arctg}\alpha] + \right.$$

$$\Delta Y'_q \sqrt{\frac{(1+s)^2+\alpha^2}{(1+s)^2+(\alpha-\alpha'_q)^2}} \sin[(1+s)t + \delta_v - \operatorname{arctg}\alpha -$$

$$\left. - \operatorname{arctg}\frac{1+s}{\alpha} + \operatorname{arctg}\frac{1+s}{\alpha-\alpha'_q}\right]\Bigg\}. \qquad (14)$$

Spre a obține expresii mai simple, în vederea calculelor practice, vom aproxima unele defazaje și amplitudinile, neglijînd termenii mici care conțin α, α'_q, α'_d, α''_d, respectiv pătratele lor față de unitate.

Dacă vom considera cazul mai general cînd mașina de care ne ocupăm funcționa, înainte de conectare, în sarcină (în paralel cu alte mașini sau alimentînd consumatorii proprii), astfel încît vectorul reprezentativ al tensiunii la borne, raportat la axe de referință legate de rotor, este $u = Ue^{-j\delta u} = \overline{U}$, după conectare la sistemul infinit, dacă alunecarea s este mică (cîteva procente) se vor obține, cu aproximațiile menționate anterior, următoarele expresii simplificate ale variațiilor de curent,

$$\Delta i_d = Y_d\left[\frac{U}{1+s}\cos\delta_u - V\cos(st+\delta_v) + \frac{\Delta Y'_d}{1+s}e^{-\alpha'_d t}\left[U\cos\delta_u - \right.\right.$$

$$\left.\left. - \frac{V\cos\left(\delta_v - \operatorname{arctg}\frac{s}{\alpha'_d}\right)}{\sqrt{1+\left(\frac{s}{\alpha'_d}\right)^2}}\right] + \frac{\Delta Y''_d}{1+s}e^{-\alpha''_d t}\left[U\cos\delta_u - \frac{V\cos\left(\delta_v - \operatorname{arctg}\frac{s}{\alpha''_d}\right)}{\sqrt{1+\left(\frac{s}{\alpha''_d}\right)^2}}\right] -$$

$$- \frac{V\Delta Y'_d\cos\left(st+\delta_v+\operatorname{arctg}\frac{\alpha'_d}{s}\right)}{\sqrt{1+\left(\frac{\alpha'_d}{s}\right)^2}} - \frac{V\Delta Y''_d\cos\left(st+\delta_v+\operatorname{arctg}\frac{\alpha''_d}{s}\right)}{\sqrt{1+\left(\frac{\alpha''_d}{s}\right)^2}} -$$

$$- Y''_d e^{-\alpha t}\left\{\frac{U}{1+s}\cos[(1+s)t+\delta_u] - V\cos[(1+s)t+\delta_v]\right\}, \tag{15}$$

$$-\Delta i_q = Y_q\left[\frac{U}{1+s}\sin\delta_u - V\sin(st+\delta_v)\right] +$$

$$+ \frac{\Delta Y'_q}{1+s}e^{-\alpha'_q t}\left[U\sin\delta_u - \frac{V\sin\left(\delta_v - \operatorname{arctg}\frac{s}{\alpha'_q}\right)}{\sqrt{1+\left(\frac{s}{\alpha'_q}\right)^2}}\right] -$$

$$- \frac{V\Delta Y'_q\sin\left(st+\delta_v+\operatorname{arctg}\frac{\alpha'_q}{s}\right)}{\sqrt{1+\left(\frac{\alpha'_q}{s}\right)^2}} - Y'_q e^{-\alpha t}\left\{\frac{U}{1+s}\sin[(1+s)t+\delta_u] - \right.$$

$$\left. - V\sin[(1+s)t+\delta_v]\right\}.$$

Pentru determinarea curenților totali vor trebui adăugate la variațiile curenților Δi_d, Δi_q valorile inițiale $i_{d0} = \frac{Y_d}{1+s}[E - U\cos\delta_u]$, respectiv $i_{q0} = \frac{Y_q}{1+s} U \sin\delta_u$, astfel încît, $i_d = \Delta i_d + i_{d0}$; $i_q = \Delta i_q + i_{q0}$.

Cu acestea, curenții totali se exprimă după cum urmează:

$$i_d = Y_d\left[\frac{E}{1+s} - V\cos(st+\delta_v)\right] + \frac{\Delta Y'_d}{1+s} e^{-\alpha'_d t}\left[U\cos\delta_u - \frac{V\cos\left(\delta_v - \operatorname{arctg}\frac{s}{\alpha'_d}\right)}{\sqrt{1+\left(\frac{s}{\alpha'_d}\right)^2}}\right] +$$

$$+ \frac{\Delta Y''_d}{1+s} e^{-\alpha''_d t}\left[U\cos\delta_u - \frac{V\cos\left(\delta_v - \operatorname{arctg}\frac{s}{\alpha''_d}\right)}{\sqrt{1+\left(\frac{s}{\alpha''_d}\right)^2}}\right] -$$

$$- \frac{\Delta Y'_d V}{\sqrt{1+\left(\frac{\alpha'_d}{s}\right)^2}}\cos\left(st+\delta_v+\operatorname{arctg}\frac{\alpha'_d}{s}\right) -$$

$$- \frac{\Delta Y''_d V}{\sqrt{1+\left(\frac{\alpha''_d}{s}\right)^2}}\cos\left(st+\delta_v+\operatorname{arctg}\frac{\alpha''_d}{s}\right) - Y''_d e^{-\alpha t}\frac{\Delta U_v}{1+s}\cos[(1+s)t+\delta_{uv}],$$

$$i_q = Y_q V\sin(st+\delta_v) - \frac{\Delta Y'_q}{1+s} e^{-\alpha'_q t}\left[U\sin\delta_u - \frac{V\sin\left(\delta_v - \operatorname{arctg}\frac{s}{\alpha'_q}\right)}{\sqrt{1+\left(\frac{s}{\alpha'_q}\right)^2}}\right] +$$

$$+ \frac{\Delta Y'_q V}{\sqrt{1+\left(\frac{\alpha'_q}{s}\right)^2}}\sin\left(st+\delta_v+\operatorname{arctg}\frac{\alpha'_q}{s}\right) + Y'_q e^{-\alpha t}\frac{\Delta U_v}{1+s}\sin[(1+s)t+\delta_{uv}].$$

S-a notat

$$\frac{U}{1+s}\cos[(1+s)t+\delta_u)] - V\cos[(1+s)t+\delta_v] = \frac{\Delta U_v}{1+s}\cos[(1+s)t+\delta_{uv}]. \tag{16}$$

Dacă în momentul inițial axa polului inductor (longitudinală) formează unghiul $\frac{\pi}{2} + \theta_a$ cu axa primei faze (indice a) a mașinii trifazate, curentul fazei respective va fi determinat de expresia

$$i_a = i_d \sin[(1+s)t+\theta_a] + i_q\cos[(1+s)t+\theta_a].$$

Substituim expresiile anterioare ale componentelor longitudinale și transversale de curenți și obținem

$$i_a = \left\{ Y_d \left[\frac{E}{1+s} - V \cos(st + \delta_v) \right] + \frac{\Delta Y'_d}{1+s} e^{-\alpha'_d t} \cdot \right.$$

$$\cdot \left[U \cos \delta_u - \frac{V \cos\left(\delta_v - \operatorname{arctg} \frac{s}{\alpha'_d}\right)}{\sqrt{1 + \left(\frac{s}{\alpha'_d}\right)^2}} \right] + \frac{\Delta Y''_d}{1+s} e^{-\alpha''_d} \left[U \cos \delta_u - \frac{V \cos\left(\delta_v - \operatorname{arctg} \frac{s}{\alpha''_d}\right)}{\sqrt{1 + \left(\frac{s}{\alpha''_d}\right)^2}} \right] -$$

$$- \frac{V \Delta Y'_d}{\sqrt{1 + \left(\frac{\alpha'_d}{s}\right)^2}} \cos\left(st + \delta_v + \operatorname{arctg} \frac{\alpha'_d}{s}\right) -$$

$$\left. - \frac{V \Delta Y''_d}{\sqrt{1 + \left(\frac{\alpha''_d}{s}\right)^2}} \cos\left(st + \delta_v + \operatorname{arctg} \frac{\alpha''_d}{s}\right) \right\} \sin[(1+s)t + \theta_a] +$$

$$+ \left\{ Y_q V \sin(st + \delta_v) - \frac{\Delta Y'_q}{1+s} e^{-\alpha'_q t} \left[U \sin \delta_u - \frac{V \sin\left(\delta_v - \operatorname{arctg} \frac{s}{\alpha'_q}\right)}{\sqrt{1 + \left(\frac{s}{\alpha'_q}\right)^2}} \right] + \right.$$

$$\left. + \frac{\Delta Y'_q V \sin\left(st + \delta_v + \operatorname{arctg} \frac{\alpha'_q}{s}\right)}{\sqrt{1 + \left(\frac{\alpha'_q}{s}\right)^2}} \right\} \cos[(1+s)t + \theta_a] -$$

$$- \Delta U_v e^{-\alpha t} \left\{ \frac{Y'_q + Y''_d}{2} \sin(-\delta_{uv} + \theta_a) - \frac{Y'_q - Y''_d}{2} \sin[2(1+s)t + \delta_{uv} + \theta_a] \right\}. \quad (17)$$

Puterea totală (trifazată) p debitată în sistem de către mașina studiată se determină ușor folosind componentele tensiunilor și curenților din sistemul (d, q), cu ajutorul expresiei $\frac{2}{3} p = u_d i_q + u_q i_d$.

Factorul $\frac{3}{2}$ se datorește folosirii unor coordonate nenormate [10]. Ținînd seama de expresiile componentelor de curenți totali precum și de

cele ale tensiunilor aplicate $v_d = V \cos(st + \delta_v)$ şi $v_q = V \sin(st + \delta_v)$ rezultă

$$\frac{2}{3} p = \frac{Y_d E}{1+s} V \sin(st + \delta_v) + \frac{Y_q - Y_d}{2} V^2 \sin 2(st + \delta_v) +$$

$$+ \frac{\Delta Y'_d V}{1+s} e^{-\alpha'_d t} \left[U \cos \delta_u - \frac{V \cos\left(\delta_v - \operatorname{arctg} \frac{s}{\alpha'_d}\right)}{\sqrt{1+\left(\frac{s}{\alpha'_d}\right)^2}} \right] \sin(st + \delta_v) +$$

$$+ \frac{\Delta Y''_d V}{1+s} e^{-\alpha''_d t} \left[U \cos \delta_u - \frac{V \cos\left(\delta_v - \operatorname{arctg} \frac{s}{\alpha''_d}\right)}{\sqrt{1+\left(\frac{s}{\alpha''_d}\right)^2}} \right] \sin(st + \delta_v) -$$

$$- \frac{\Delta Y'_q V}{1+s} e^{-\alpha'_q t} \left[U \sin \delta_u - \frac{V \sin\left(\delta_v - \operatorname{arctg} \frac{s}{\alpha'_q}\right)}{\sqrt{1+\left(\frac{s}{\alpha'_q}\right)^2}} \right] \cos(st + \delta_v) +$$

$$+ \frac{\Delta Y'_d}{2} \cdot \frac{s}{\alpha'_d} V^2 \left[\frac{1}{1+\left(\frac{s}{\alpha'_d}\right)^2} - \frac{\sin\left(2st + 2\delta_v + \operatorname{arctg} \frac{\alpha'_d}{s}\right)}{\sqrt{1+\left(\frac{s}{\alpha'_d}\right)^2}} \right] +$$

$$+ \frac{\Delta Y''_d}{2} \frac{s}{\alpha''_d} V^2 \left[\frac{1}{1+\left(\frac{s}{\alpha''_d}\right)^2} - \frac{\sin\left(2st + 2\delta_v + \operatorname{arctg} \frac{\alpha''_d}{s}\right)}{\sqrt{1+\left(\frac{s}{\alpha''_d}\right)^2}} \right] +$$

$$+ \frac{\Delta Y'_q}{2} \frac{s}{\alpha'_q} V^2 \left[\frac{1}{1+\left(\frac{s}{\alpha'_q}\right)^2} + \frac{\sin\left(2st + 2\delta_v + \operatorname{arctg} \frac{\alpha'_q}{s}\right)}{\sqrt{1+\left(\frac{s}{\alpha'_q}\right)^2}} \right] +$$

$$+ e^{-\alpha t} V \Delta U_v \left\{ \frac{Y'_q - Y''_d}{2} \sin[(1+2s)t + \delta_v + \delta_{uv}] + \frac{Y'_q + Y''_d}{2} \sin(t + \delta_{uv} - \delta_v) \right\}.$$

Cuplul electromagnetic al maşinii se calculează folosind expresia cunoscută $\frac{2}{3} m = \psi_q i_d + \psi_d i_q$.

Pentru determinarea fluxurilor ψ_d și ψ_q în regim tranzitoriu, se pot folosi cu succes expresiile operaționale

$$\begin{aligned} \frac{\psi_{d0}}{p} - \psi_d(p) &= L_d(p) \cdot \Delta i_d(p), \\ \psi_q(p) - \frac{\psi_{q0}}{p} &= L_q(p) \cdot \Delta i_q(p). \end{aligned} \tag{18}$$

Ținînd seama de expresiile curenților $\Delta i_d(p)$ și $\Delta i_q(p)$, se obțin componentele fluxurilor ca funcții de timp pe baza relațiilor

$$\begin{aligned} \psi_d - \psi_{d0} &= \mathcal{I}m\mathcal{L}^{-1} \frac{\Delta_v(p)}{p + \alpha + j(1+s)}, \\ \psi_q - \psi_{q0} &= \mathcal{R}e\mathcal{L}^{-1} \frac{\Delta v(p)}{p + \alpha + j(1+s)}. \end{aligned} \tag{19}$$

Ecuațiile (19) au de asemenea, față de expresiile cunoscute, avantajul unei exprimări simple, comode în aplicații și ușor de memorat.

În cazul particular studiat, $\Delta v(p) = \frac{\overline{U}}{p} - \frac{\overline{V}}{p + js}$.

După efectuarea operațiilor indicate de relațiile (19), rezultă

$$\psi_d = V\cos(st+\delta_v) + e^{-\alpha t}\left\{\frac{U}{1+s}\cos[(1+s)t+\delta_u] - V\cos[(1+s)t+\delta_v]\right\} =$$

$$= V\cos(st+\delta_v) + \Delta U_v e^{-\alpha t}\cos[(1+s)t+\delta_{uv}],$$

$$\psi_q = V\sin(st+\delta_v) + e^{-\alpha t}\left\{\frac{U}{1+s}\sin[(1+s)t+\delta_u] - V\sin[(1+s)t+\delta_v]\right\} =$$

$$= V\sin(st+\delta_v) + \Delta U_v e^{-\alpha t}\sin[(1+s)t+\delta_{uv}].$$

Substituim fluxurile și curenții în expresia cuplului și obținem

$$\frac{2}{3}m = \frac{2}{3}p + e^{-\alpha t}\Delta U_v\left\{Y_d\left[\frac{E}{1+s} - V\cos(st+\delta_v)\right]\sin[(1+s)t+\delta_{uv}] + \right.$$

$$+ Y_q V\sin(st+\delta)\cos[(1+s)t+\delta_{uv}] +$$

$$+\left(\frac{\Delta Y'_d}{1+s}e^{-\alpha'_d t}\left[U\cos\delta_u - \frac{V\cos\left(\delta_v - \operatorname{arctg}\frac{s}{\alpha'_d}\right)}{\sqrt{1+\left(\frac{s}{\alpha'_d}\right)^2}}\right] + \right.$$

$$+\frac{\Delta Y''_q}{1+s}e^{-\alpha''_d t}\left[U\cos\delta_u-\frac{V\cos\left(\delta_v-\operatorname{arctg}\frac{s}{\alpha''_d}\right)}{\sqrt{1+\left(\frac{s}{\alpha''_d}\right)^2}}\right]\Bigg)\sin\left[(1+s)t+\delta_{uv}\right]-$$

$$-\left(\frac{\Delta Y'_q}{1+s}e^{-\alpha'_q t}\left[U\sin\delta_u-\frac{V\sin\left(\delta_v-\operatorname{arctg}\frac{s}{\alpha'_q}\right)}{\sqrt{1+\left(\frac{s}{\alpha'_q}\right)^2}}\right]-\right.$$

$$\left.-\frac{\Delta Y'_q V\sin\left(st+\delta_v+\operatorname{arc\,tg}\frac{\alpha'_q}{s}\right)}{\sqrt{1+\left(\frac{\alpha'_q}{s}\right)^2}}\right)\cos\left[(1+s)t+\delta_{uv}\right]-$$

$$-\left[\frac{\Delta Y'_d V\cos\left(st+\delta_v+\operatorname{arc\,tg}\frac{\alpha'_d}{s}\right)}{\sqrt{1+\left(\frac{\alpha'_d}{s}\right)^2}}+\frac{\Delta Y''_d V\cos\left(st+\delta_v+\operatorname{arc\,tg}\frac{\alpha''_d}{s}\right)}{\sqrt{1+\left(\frac{\alpha''_d}{s}\right)^2}}\right]\times$$

$$\times\sin\left[(1+s)t+\delta_{uv}\right]+e^{-\alpha t}\Delta U_v\frac{Y'_q-Y''_d}{2}\sin 2\left[(1+s)t+\delta_{uv}\right]\Bigg\}.$$

Din expresiile obținute pentru curenți, putere și cuplu, în cazul destul de general exemplificat, se pot obține diversele expresii corespunzătoare unor regimuri tranzitorii particulare ca: scurtcircuit trifazat ($V=s=0$), autosincronizare ($U=E=0$), sincronizare exactă ($s=0$).

Expresiile (14), (15), (16), (17) și (20) diferă structural de cele întîlnite în literatură (pentru cazul autosincronizării) [6], [8], [9]. Datorită formei mai simple ele pot fi recomandate pentru studiul comod al diverselor regimuri tranzitorii.

Verificări experimentale

S-a studiat experimental regimul tranzitoriu inițial al curenților la conectarea unei mașini sincrone model, considerată motor, în paralel cu o rețea puternică.

Modelul dinamic, realizat la Institutul de energetică, este o mașină sincronă cu poli aparenți de 12 kVA, 400 V, 1 000 rot/min, antrenată cu un motor de curent continuu. Constantele sale (admitanțele Y și rezistențele

R — exprimate în unități relative — , constantele de atenuare α, alunecările critice s_k) sînt următoarele :

$$Y_d = 1{,}52\,, \qquad \frac{1}{T_a} = \alpha = 11{,}7\ s^{-1}\,, \qquad s_k = \frac{\alpha}{\omega}\cdot 100 = \frac{\alpha}{\pi} = 3{,}73\%,$$

$$Y_q = 2{,}28\,,$$

$$Y_d'' = 6{,}1\,, \qquad \frac{1}{T_d'} = \alpha_d' = 1{,}22\ s^{-1}\,, \qquad s_{kd}' = 0{,}388\%\,,$$

$$Y_q'' = Y_q' = 7{,}05\,, \qquad \frac{1}{T_d''} = \alpha_d'' = 18{,}2\ s^{-1}\,, \qquad s_{kd}'' = 5{,}8\%\,,$$

$$Y_d' = 4{,}55\,,$$

$$R = 0{,}0055\,, \qquad \frac{1}{T_q''} = \alpha_q'' \simeq 15{,}7\ s^{-1}\,, \qquad s_{kq}'' = 5\%\,.$$

Pentru a crea diverse condiții inițiale nenule ale regimului tranzitoriu de curenți, mașina model funcționa, înainte de conectare la rețea, în paralel cu o altă mașină sincronă.

S-a oscilografiat (cu ajutorul unui oscilograf cu bucle) regimul tranzitoriu de curenți și tensiuni statorice și unghiul axei rotorului, la conectarea nesincronă în paralel cu rețeaua. Unghiul axei rotorului a fost reperat cu ajutorul unui dispozitiv special de măsură realizat la Institutul de energetică.

Pentru studiul teoretic, comod și intuitiv și în vederea comparării cu rezultatele experimentale, s-a determinat în prealabil expresia vectorului reprezentativ rezultant al curentului tranzitoriu, în forma

$$-j\,\Delta i_m(t) = \Delta i_{md}(t) + j\,\Delta i_{mq}(t) = \frac{Y_d U}{1+s}\cos\delta_u - j\frac{Y_q}{1+s}U\sin\delta_u +$$

$$+\frac{\Delta Y_d'}{1+s}e^{-\alpha_d' t}\left[U\cos\delta_u - \frac{V\cos\left(\delta_v - \operatorname{arctg}\dfrac{s}{\alpha_d'}\right)}{\sqrt{1+\left(\dfrac{s}{\alpha_d'}\right)^2}}\right] +$$

$$+\frac{\Delta Y_d''}{1+s}e^{-\alpha_d'' t}\left[U\cos\delta_u - \frac{V\cos\left(\delta_v - \operatorname{arctg}\dfrac{s}{\alpha_d''}\right)}{\sqrt{1+\left(\dfrac{s}{\alpha_d''}\right)^2}}\right] -$$

$$-j\frac{\Delta Y_q'}{1+s}e^{-\alpha_q' t}\left[U\sin\delta_u - \frac{V\sin\left(\delta_v - \operatorname{arctg}\dfrac{s}{\alpha_q'}\right)}{\sqrt{1+\left(\dfrac{s}{\alpha_q'}\right)^2}}\right] -$$

$$-\overline{V}e^{-jst}\left[\frac{Y_q+Y_d}{2}+\frac{\Delta Y'_d\, e^{-j\,\mathrm{arctg}\frac{\alpha'_q}{s}}}{2\sqrt{1+\left(\frac{\alpha'_d}{s}\right)^2}}+\frac{\Delta Y''_d\, e^{-j\,\mathrm{arctg}\frac{\alpha''_d}{s}}}{2\sqrt{1+\left(\frac{\alpha''_d}{s}\right)^2}}+\right.$$

$$\left.+\frac{\Delta Y'_q\, e^{-j\,\mathrm{arctg}\frac{\alpha'_q}{s}}}{2\sqrt{1+\left(\frac{\alpha'_q}{s}\right)^2}}\right]+\overline{V}^*e^{jst}\left[\frac{Y_q-Y_d}{2}-\frac{\Delta Y'_d\, e^{j\,\mathrm{arctg}\frac{\alpha'_d}{s}}}{2\sqrt{1+\left(\frac{\alpha'_d}{s}\right)^2}}-\right.$$

$$\left.-\frac{\Delta Y''_d\, e^{j\,\mathrm{arctg}\frac{\alpha''_d}{s}}}{2\sqrt{1+\left(\frac{\alpha''_d}{s}\right)^2}}+\frac{\Delta Y'_q\, e^{j\,\mathrm{arctg}\frac{\alpha'_q}{s}}}{2\sqrt{1+\left(\frac{\alpha'_q}{s}\right)^2}}\right]+$$

$$+e^{-\alpha t}\frac{Y'_q+Y''_d}{2}\left[\overline{V}-\frac{\overline{U}}{1+s}\right]e^{-j(1+s)t}-e^{-\alpha t}\frac{Y'_q-Y''_d}{2}\left[\overline{V}^*-\frac{\overline{U}^*}{1+s}\right]e^{j(1+s)t}.$$

În acest mod de exprimare, componentele periodice şi cvaziperiodice ale variaţiilor de curent statoric sînt redate sugestiv, ca amplitudine şi defazaj faţă de tensiuni, prin vectorii reprezentativi rezultanţi corespunzători (exprimaţi în raport cu axe de referinţă fixate de rotor).

Se remarcă uşor trei categorii de termeni :

— O primă categorie conţine termeni proveniţi din componente ce dau cîmpuri rotitoare, sincrone rotorului, permanente, tranzitorii şi supratranzitorii. Din expresia anterioară se observă că aceştia se pot reprezenta grafic în planul complex, prin vectori al căror hodograf îl constituie o curbă care variază monoton. La aceştia, va trebui adunat, pentru determinarea curentului total $-ji_m(t)$, curentul permanent dinainte de comutare $-ji_{m0}(t) = i_{md0}(t) + ji_{mq0}(t)$.

Deoarece componenta $i_{mq0}(t) = \frac{Y_q}{1+s}U\sin\delta_u$ este conţinută în expresia lui $-j\Delta i_m(t)$ cu semn schimbat, ea va dispare din expresia curentului total $-ji_m(t)$. În consecinţă, va fi suficient să determinăm expresia $-j\Delta i(t) = -j\Delta i_m(t) + \frac{Y_q U}{1+s}\sin\delta_u$, la care vom adăuga numai componenta $i_{md0}(t)$.

— O a doua categorie conţine termeni proveniţi din componente de rotaţie asincronă. Aceştia se reprezintă grafic în planul complex prin doi vectori rotitori în sensuri opuse (cu viteză de rotaţie egală cu alunecarea) sau ca un singur vector al cărui hodograf îl va constitui o elipsă.

— Cea de-a treia categorie de termeni provine din componente aperiodice. Acestea se exprimă mai comod în sisteme de referință fixate de stator sub forma

$$\Delta i_\alpha(t) = e^{-\alpha t} e^{j\sigma_0} \left[\frac{Y'_q + Y''_d}{2} \left(\overline{V} - \frac{\overline{U}}{1+s} \right) - \frac{Y'_q - Y''_d}{2} \left(\overline{V}^* - \frac{\overline{U}^*}{1+s} \right) e^{j2(1+s)t} \right].$$

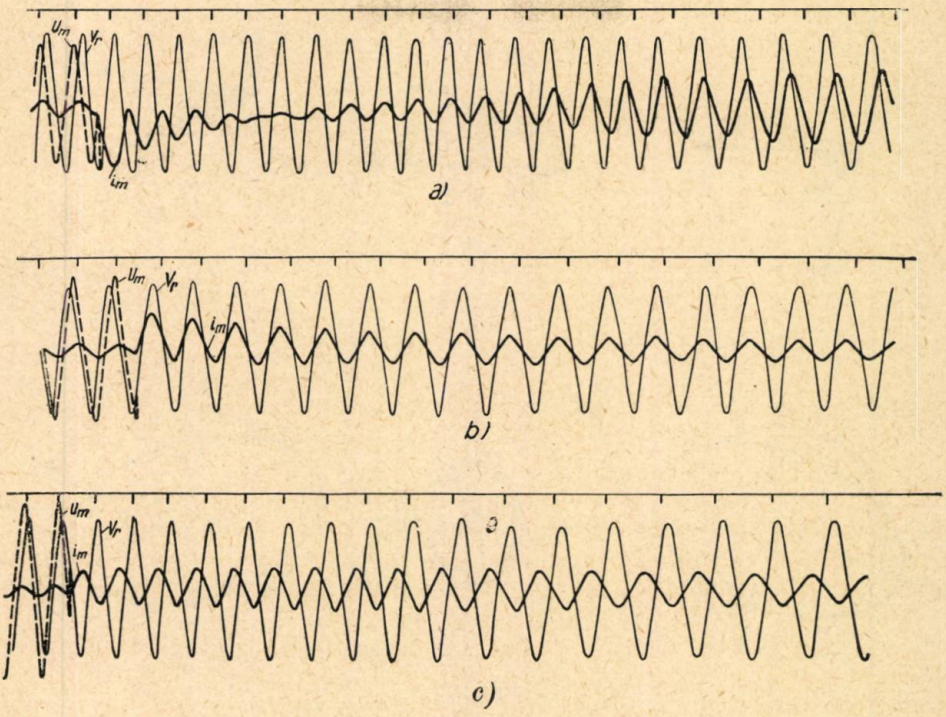


Fig. 3

Posibilitatea și modul reprezentării sugestive în planul complex ca vector variabil al acestei expresii sînt evidente.

Redăm în figura 3 *a*, *b* și *c*, trei dintre cele mai specifice oscilograme ale regimului tranzitoriu de curenți la conectarea mașinii sincrone model în paralel cu rețeaua.

În figura 4 *a*, *b* și *c*, sînt reprezentate diagramele vectoriale ale tensiunilor U_m (model), V_r și a (rețea), și a curentului I_{mo} (model) înainte de conectare.

În figura 5, s-au reprezentat curbele loc geometric (hodografele) ale vectorilor reprezentativi proveniți din componente sincrone rotorului (curbele $C \div \infty$) și din componentele asincrone (elipse).

Vectorii reprezentativi, rezultanți ai componentelor periodice și cvaziperiodice de curenți statorici raportați la axe fixate de rotor și rotiți

cu unghiul $\frac{\pi}{2}$ în urmă, sînt determinați de puncte origine, aflate pe elipsă, și puncte corespunzătoare vîrf, aflate pe curba $C \div \infty$.

În momentul inițial al conectării vectorul reprezentativ corespunde punctelor B, C marcate în figura 5. În momentele ulterioare, punctele B și C se deplasează simultan pe curbele respective, în sensul indicat de săgeți.

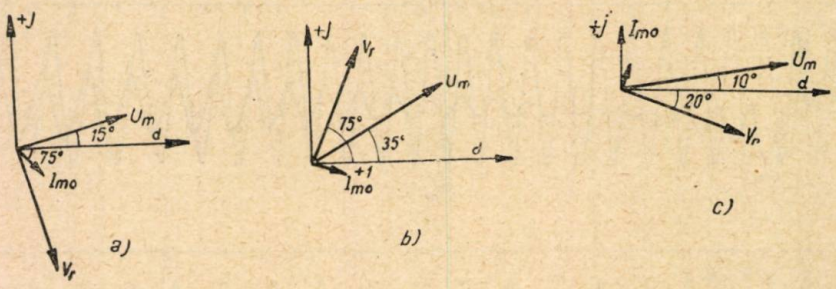


Fig. 4

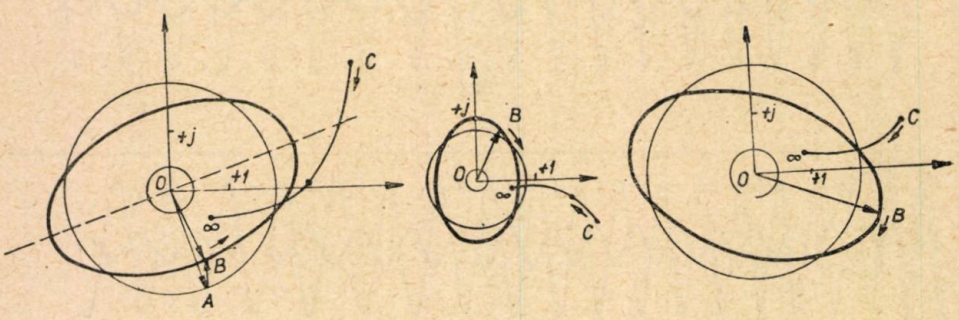


Fig. 5

Expresiile analitice ale vectorilor reprezentativi corespunzători componentelor alternative ale variațiilor de curent, în cele trei cazuri considerate, sînt următoarele :

$$a) \quad -j\,\Delta i_{\sim}(t) = 0{,}75 + 1{,}63\,e^{-1{,}22\,t} + 0{,}75\,e^{-18{,}2\,t} + j2{,}6\,e^{-15{,}7\,t} - \\ - (1{,}8\,e^{-j\,75°+j19°}\,e^{j\,0{,}02\,t} + 0{,}405\cdot e^{j\,75°+j21°}\cdot e^{-j\,0{,}02\,t}),$$

$$b) \quad -j\,\Delta i_{\sim}(t) = 0{,}65 + 0{,}936\,e^{-1{,}22\,t} + 0{,}483\,e^{-18{,}2\,t} - j\,0{,}61\cdot e^{-15{,}7\,t} - \\ - (0{,}855\cdot e^{-j\,45°} - 0{,}17\,e^{j\,45°}),$$

$$c) \quad -j\,\Delta i_{\sim}(t) = 0{,}895 + 1{,}5\,e^{-1{,}22\,t} + 0{,}175\,.e^{-18{,}2\,t} + j\,0{,}48\,.e^{-15{,}7\,t} - \\ - (1{,}8\,e^{-j\,20°+j\,19°}\,e^{-j\,0{,}02\,t} + 0{,}405\,e^{j\,20°+j\,21°}\,e^{j\,0{,}02\,t}).$$

Pentru determinarea componentelor alternative totale trebuie adăugate, după cum s-a arătat mai înainte, componentele longitudinale permanente ale curenților dinainte de conectare. În figura 5 aceasta s-a realizat prin deplasarea corespunzătoare a curbelor $C \div \infty$.

Redăm în tabloul următor valorile iniţiale măsurate pe oscilogramă precum şi cele calculate.

$s\%$	U_m	V_r	I_{m_0}	δ_m	δ_r	φ_m	$I_{\sim 0}$ măsurat	$I_{\sim 0}$ calculat
−2	0,5	0,45	0,7	15°	−75°	−60°	3,6	4,2
0	0,52	0,438	0,6	35°	75°	−50°	2,2	2,3
+2	0,6	0,45	0,4	10°	−20°	70°	1,6	1,7

Desfăşurarea în timp a procesului tranzitoriu de curenţi se poate urmări în mod intuitiv, atît ca amplitudine cît şi ca defazaj, cu ajutorul graficelor propuse.

Pentru alunecare variabilă, vor trebui evident construite mai multe locuri geometrice, fiecare corespunzînd la o valoare constantă a alunecării. Un calcul prin metoda „pas-cu-pas" folosită în mod uzual în probleme de stabilitate dinamică, permite evaluarea comodă a soluţiilor pentru diverse probleme ale regimurilor electromagnetice şi electromecanice tranzitorii.

СИММЕТРИЧНЫЕ ПЕРЕХОДНЫЕ ЭЛЕКТРОМАГНИТНЫЕ РЕЖИМЫ ПРИ РАБОТЕ СИНХРОННОЙ МАШИНЫ В АСИНХРОННОМ РЕЖИМЕ

КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ

В настоящей работе вначале приводятся функциональные операционные уравнения напряжений (при помощи преобразованной Лапласа) при начальном условии ненулевых токов.

Своеобразным приемом выявляются изменения токов (по сравнению с начальными) и изменения напряжений (по сравнению с начальными, обусловленными исключительно компонентами вращения и омическими падениями напряжения). В результате получаются общие легко применимые уравнения.

Затем при помощи смешанной системы координат, системы d, q по теории двух реакций (для токов) и системы результирующих векторов (для напряжений) получаются решения для токов, как функций напряжений и операционных проводимостей, в наиболее простом виде.

В дальнейшем, путем разложения на простые дроби операционных проводимостей, в применяемом виде для решения трехфазного короткого замыкания, определяется в виде применения переходной режим токов, мощности и момента при асинхронном присоединении возбужденной синхронной машины к мощной системе (нерегулируемый синхронизм). Полученные выражения представляют собой ясные практические и общие формулы, встречающиеся в литературе лишь в частных случаях

(трехфазное короткое замыкание и постоянная асинхронная работа машины). В системе результирующих показательных векторов построены векторные интуитивные диаграммы напряжений и токов, которые дают возможность наглядно проанализировать различные переходные режимы как: автоматическое включение, автосинхронизацию и вообще всякое симметрическое переключение.

В заключение приводятся результаты некоторых опытов по нерегулируемой синхронизации, произведенных при помощи машин-моделей. Проверяются расчетом начальные величины периодических и квазипериодических составляющих токов.

RÉGIMES ÉLECTROMAGNÉTIQUES TRANSITOIRES SYMÉTRIQUES LORS DU FONCTIONNEMENT ASYNCHRONE DE LA MACHINE SYNCHRONE

RÉSUMÉ

Dans le présent travail, on commence par écrire les équations opérationnelles fonctionnelles des tensions (en se servant de la transformation de Laplace) dans des conditions initiales de courants non nuls.

Par un artifice de calcul, on fait ressortir les variations des courants (par rapport aux courants initiaux) et les variations des tensions (par rapport aux tensions initiales, dues exclusivement aux composantes de rotation et aux chutes ohmiques des tensions). On en déduit ainsi des équations générales, sous une forme convenable pour les diverses applications.

En utilisant ensuite un système de coordonnées mixte — le système d, q de la théorie des deux réactions (pour les courants) et le système de représentation géométrique par vecteurs résultants (pour les tensions) — on obtient les solutions pour les courants en fonction des tensions et des admittances opérationnelles, exprimées aussi simplement que possible.

On utilise ensuite la décomposition en fractions simples des admittances opérationnelles, sous la forme usuellement employée pour résoudre le court-circuit triphasé, et on détermine, comme application, le régime transitoire des courants, de la puissance et du couple, pour le cas du couplage non synchrone d'une machine synchrone excitée, à un système puissant (synchronisation incontrôlée). Les relations obtenues représentent des formes explicites, pratiques et générales, qu'on ne rencontre dans la littérature que dans certains cas particuliers (court-circuit triphasé et fonctionnement asynchrone permanent). Pour la représentation géométrique par vecteurs résultants, on construit des diagrammes vectoriels, intuitifs, des tensions et des courants, qui permettent une analyse suggestive des divers régimes transitoires, tels que réenclenchement automatique, autosynchronisation et, d'une manière générale, toute commutation symétrique.

On indique, pour finir, les résultats de quelques expériences de synchronisation incontrôlée, exécutées à l'aide de machines modèles. Les valeurs initiales des composantes périodiques et quasi-périodiques des courants sont vérifiées par des calculs.

BIBLIOGRAFIE

1. A. Горев, *Переходные процессы синхронной машинны.* Госэнергоиздат, Москва-Ленинград, 1950.
2. C. Concordia, *Sinchronous machines. Theoryc and Performance.* J. Wiley, New York, 1951.
3. G. Kron, *Equivalent circuits of electric machinery.* J. Wiley, New York, 1951.
4. P. Kovács, I. Rácz, *Váltakozóarmúgépek tranziens folyamatai.* Akadémiai Kiadó, Budapest, 1954.
5. Т. Лайбл, *Теория синхронной машины при переходных процессах.* Госэнергоиздат, Москва-Ленинград, 1957.
6. В. Веников, *Электромеханические переходные процессы в электрических системах.* Госэнергоиздат, Москва-Ленинград, 1958.
7. В. Тафт, *Элекрические цепи с периодически изменяющимися параметрами и переходные процессы в синхронных машинах.* Изд. Академии Наук СССР, Москва, 1958.
8. L. Mamiconiant, *Cuplurile electromagnetice de rotaţie ale maşinilor sincrone, în cazul conectării lor la reţea prin metoda autosincronizării.* Electricitatea, *8*, 14—25 (1954) (trad. l. rusă, E. E. S., Bucureşti, 1955).
9. V. Nedelcu, *Determinarea expresiilor curenţilor care apar în înfăşurările statorului generatorului în momentul conectării acestuia la reţea prin metoda autosincronizării.* Studii şi cercetări de energetică, **VI**, *1—3*, 1956.
10. F. Manea, *Ecuaţiile operaţionale, în coordonatele vectorilor reprezentativi rezultanţi, ale maşinii sincrone.* Electrotehnica, **V**, *7*, 210 (1957).
11. — *Ecuaţiile operaţionale ale unor maşini electrice rotative.* Studii şi cercetări de energetică, **VII**, *4*, 683 (1957).

COMPARAŢIE ÎNTRE METODA „ANALIZEI GRAFICE" ŞI METODELE CLASICE CUNOSCUTE ÎN PROBLEMELE DE STABILITATE STATICĂ *)

DE

AL. ITOAFĂ

Verificarea riguroasă a stabilităţii statice a regimului unui sistem energetic se poate face prin metoda oscilaţiilor mici. Această metodă este însă foarte laborioasă, astfel, încît în rezolvarea acestei probleme s-a recurs la o serie de simplificări obţinîndu-se nişte criterii aproximative, criteriile practice de calcul al stabilităţii statice a regimurilor sistemelor energetice.

Criteriile practice de calcul al stabilităţii statice reduc problema la cercetarea semnului derivatei unui dezechilibru oarecare după un parametru lăsat variabil. S-au obţinut astfel criteriile $\frac{dP}{d\delta}$, $\frac{dP}{dU}$, $\frac{dQ}{dU}$, $\frac{dE}{dU}$, $\frac{dM}{ds}$, $\frac{dP}{df}$ etc.

În acest studiu ne vom ocupa de calculul stabilităţii statice prin criteriile $\frac{dP}{d\delta}$, $\frac{dP}{dU}$ şi $\frac{dQ}{dU}$, ele fiind cele mai utilizate. Vom reda modurile clasice de calcul al stabilităţii statice prin calea analitică şi printr-o cale grafică, cu care vom compara apoi metoda analizei grafice propusă de P. Dimo [1]—[5].

A. MODURILE CLASICE DE CALCUL AL STABILITĂŢII STATICE PRIN APLICAREA CRITERIILOR $\frac{dQ}{dU}$, $\frac{dP}{dU}$, $\frac{dP}{d\delta}$ FOLOSIND METODA ANALITICĂ

În cadrul criteriilor practice de calcul al stabilităţii statice se disting două căi de analiză a variaţiilor parametrilor regimului sistemului :

1) analiza variaţiilor ca urmare a unor perturbări mici ;

2) analiza variaţiilor ca urmare a unor variaţii mici date unuia din parametrii regimului.

*) Lucrare prezentată Institutului de energetică la data de 15 ianuarie 1959.

Analiza (modurile de calcul) diferă după natura perturbațiilor considerate și după considerațiile impuse unora din parametrii regimului (să rămînă constanți sau să varieze după anumite legi).

Alegerea căii de calcul se face după comoditatea studiului.

Criteriul $\frac{dP}{d\delta}$.

Criteriul $\frac{dP}{d\delta}$ constă în cercetarea semnului derivatei dezechilibrului la arborele generatorului în raport cu unghiul absolut de decalaj δ dintre forța electromotoare a generatorului respectiv și tensiunea barei față de care verificăm stabilitatea generatorului sau în raport cu unghiul relativ de decalaj dintre acest generator și alt generator din sistem.

Condiția de stabilitate statică este dată de semnul derivatei $\frac{dP}{d\delta}$ (puterea sincronizantă), care trebuie să fie pozitiv.

Cercetarea stabilității statice prin criteriul $\frac{dP}{d\delta}$ se poate face în mai multe moduri, dintre care merită a fi remarcate următoarele două:

— cercetarea stabilității statice prin determinarea limitei ideale a puterii;

— cercetarea stabilității statice prin determinarea limitei reale a puterii.

1. Cercetarea și calcularea stabilității statice prin determinarea limitei ideale a puterii [6] constă în cercetarea semnului puterii sincronizante în urma unei variații mici date unghiului δ, în ipoteza că frecvența și tensiunea barei față de care verificăm stabilitatea generatorului se mențin constante. Acest mod de cercetare a stabilității statice lasă posibilitatea să se ia în considerare sau să se neglijeze procesele electromagnetice tranzitorii din generatoare și acțiunea regulatoarelor automate de tensiune *).

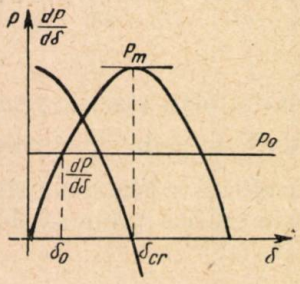


Fig. 1. — Caracteristica ideală a puterii (f.e.m. = const.).

Din condiția anulării puterii sincronizante se obține unghiul care corespunde regimului limită (fig. 1).

Modul de calcul al stabilității statice arătat mai sus se aplică pentru cazul în care se cercetează stabilitatea statică a unei centrale care debitează printr-o linie de transport, fie pe o bară de putere infinită, fie într-un sistem puternic concentrat care este static stabil.

2. Cercetarea și calcularea stabilității statice prin determinarea limitei reale a puterii [7] constă în stabilirea semnului puterii sincronizante în urma unei variații mici date tensiunii barei față de care se verifică stabilitatea generatorului. Frecvența se menține constantă, iar forțele electromotoare, după ipoteza aleasă, se mențin constante sau se variază conform acțiunii regulatoarelor automate de tensiune.

*) Funcție de ipoteza făcută asupra mărimii și variației forței electromotoare se determină limita ideală (f.e.m. = const.) sau limita internă (f.e.m. ≠ const.).

Aplicarea practică a acestui mod de calcul constă în construirea curbei $P = f(\delta)$ (fig. 2).

Maximul acestei curbe ne dă puterea limită de transport (limita reală a puterii) şi unghiul limită de la care regimul devine instabil.

Acest mod de calcul se utilizează în general în cazul sistemelor electrice întinse în scopul determinării puterii limită de transport pe liniile lungi, care leagă două părţi ale aceluiaşi sistem electric sau două sisteme electrice deosebite. De asemenea, pentru a determina unghiul limită (puterea limită) sub care poate funcţiona o centrală legată printr-o linie lungă de transport de o bară a sistemului cu regim variabil de tensiuni (cu inerţie electrică mică).

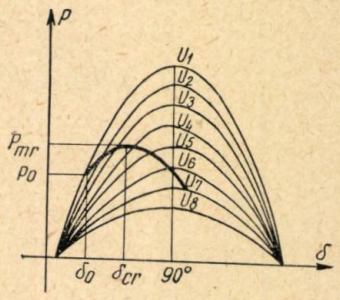


Fig. 2. — Caracteristica reală a puterii (f.e.m. = const.).

Criteriul $\frac{dP}{dU}$

Criteriul $\frac{dP}{dU}$ constă în cercetarea semnului derivatei dezechilibrului la arborele generatorului în raport cu tensiunea barei din sistem faţă de care verificăm stabilitatea generatorului.

Condiţia de stabilitate statică este dată de semnul derivatei $\frac{dP}{dU}$, care trebuie să fie negativ.

Cel mai simplu mod de calcul prin criteriul $\frac{dP}{dU}$ este similar cu cel de determinare a limitei reale a puterii prin criteriul $\frac{dP}{d\delta}$. Modul de calcul constă în cercetarea semnului derivatei $\frac{dP}{dU}$ în urma unor variaţii mici date tensiunii barei faţă de care verificăm stabilitatea generatorului [7]. Dintre parametrii regimului se consideră constante forţele electromotoare, în ipoteza în care nu se ţine seama de acţiunea regulatoarelor automate de tensiune, şi frecvenţa.

Utilizarea acestui mod de calcul necesită reducerea sistemului la două centrale care debitează pe bara faţă de care vrem să verificăm stabilitatea sistemului (fig. 3 *a*).

Aplicarea practică a modului de calcul amintit constă în construirea curbei $P = f(U)$, (fig. 3 *b*).

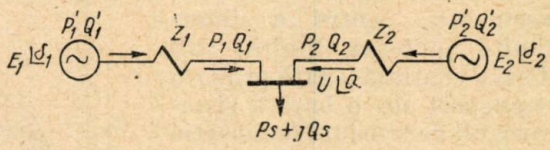
P poate reprezenta fie puterea centralei generatoare, fie puterea centralei receptoare, fie puterea transmisă pe linie, iar U reprezintă tensiunea barei faţă de care verificăm stabilitatea.

Regimul limită este dat de maximul curbei $P = f(U)$ pentru centrala generatoare sau pentru linia de transport şi de minimul curbei pentru centrala receptoare.

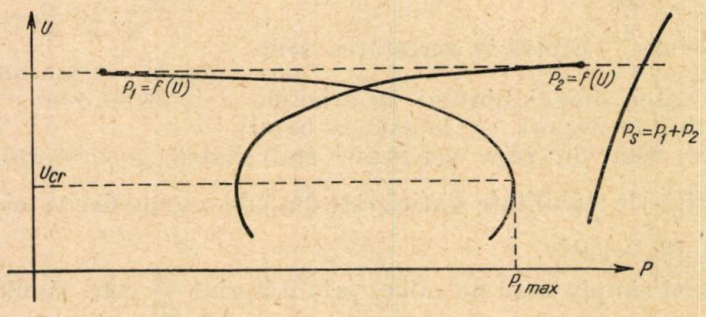
Păstrarea în schemă a unui număr mai mare de centrale este neraţională, deoarece calculele devin foarte laborioase, fără ca exactitatea

rezultatelor obținute prin aplicarea criteriilor aproximative pe o schemă detaliată să le justifice.

În cazurile în care este totuși necesară menținerea în schemă a unui număr mai mare de centrale, aplicarea criteriului $\frac{dP}{dU}$ necesită, pentru simplificare, unele presupuneri suplimentare ca de exemplu :



a



b

Fig. 3. — Aplicarea criteriului $\frac{dP}{dU}$: *a*) sistemul redus la două centrale care debitează pe o bară de consum ; *b*) caracteristicile puterii funcție de tensiune.

a) menținerea constantă a puterii active a tuturor centralelor, cu excepția a două centrale, una din ele fiind centrala a cărei stabilitate o verificăm sau

b) menținerea constantă a unghiurilor relative dintre toate centralele, în afară de cea a cărei stabilitate o verificăm.

Pe baza presupunerii *a*), putem construi în nodurile de pe artera care unește cele două centrale cu puterea variabilă caracteristicile statice funcție de tensiune ale sectoarelor formate din centrale cu puterea activă presupusă constantă și sarcinile aferente, problema reducîndu-se în acest fel la cazul a două centrale care debitează pe mai multe sarcini cu caracteristici statice diferite.

Presupunerea de la punctul *b*) este echivalentă cu înlocuirea tuturor centralelor, exclusiv centrala a cărei stabilitate o verificăm, cu un grup echivalent, problema reducîndu-se astfel la cazul a două centrale.

Acest mod de calcul dă aceleaşi rezultate ca şi modul de calcul pentru determinarea limitei reale a puterii, criteriul $\frac{dP}{d\delta}$, deoarece variaţiile tuturor parametrilor regimului se produc în condiţii identice. Cazurile în care se aplică au fost date la criteriul $\frac{dP}{d\delta}$.

Criteriul $\frac{dQ}{dU}$

Criteriul $\frac{dQ}{dU}$ propus de I. S. Bruk şi I. M. Markovici [9] constă în cercetarea semnului derivatei dezechilibrului de putere reactivă $(Q_g - Q_s)$ pe bara a cărei stabilitate vrem să o verificăm în raport cu tensiunea barei.

Condiţia de stabilitate statică este dată de semnul derivatei, care trebuie să fie negativ.

Modul de calcul clasic al stabilităţii statice prin criteriul $\frac{dQ}{dU}$ se bazează pe cercetarea semnului derivatei $\frac{dQ}{dU}$ în urma unor perturbări mici provocate de mici sarcini reactive, care se adaugă pe bara de consum. Dintre parametrii regimului se consideră constante forţele electromotoare în cazul cînd nu se ţine seama de acţiunea regulatoarelor automate de tensiune şi frecvenţa. Variaţia parametrilor datorită perturbării produse se face în ipoteza menţinerii repartiţiei puterilor active pe generatoare.

Aplicarea practică a acestui mod de calcul constă în construirea curbei care redă variaţia dezechilibrului fictiv de putere reactivă $(Q = Q_g - Q_s)$ cu tensiunea barei (fig. 4).

Acest mod de rezolvare corespunde ipotezei că sarcina reactivă adăugată pe bara de consum pentru înrăutăţirea regimului variază cu tensiunea după legea $q_{si} = k_i$. Pentru sarcina reactivă iniţială se poate considera orice lege de variaţie cu tensiunea.

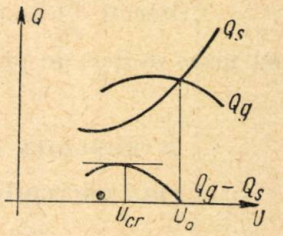


Fig. 4. — Caracteristicile puterii reactive (dezechilibrul fictiv de putere reactivă).

În acest caz, curba dezechilibrului fictiv de putere reactivă ne dă, pe ramura descendentă, chiar valorile puterilor reactive suplimentare q_{si} care, adăugate pe bara de consum, provoacă scăderea tensiunii la valoarea corespunzătoare lor pe curba dezechilibrului de putere. Dezechilibrul maxim reprezintă puterea reactivă maximă ce se poate adăuga pe bara de consum, deci el determină regimul limită, iar valoarea corespunzătoare a lui U corespunde tensiunii critice. În figura 5 este reprezentată mai sugestiv înrăutăţirea regimului şi determinarea regimului limită (tensiunea critică) în condiţiile impuse de metodă.

Sarcina reactivă totală a barei de consum $Q_{si} = Q_s + q_{si}$ variază cu tensiunea după caracteristica $Q_{si} = f(U) + k_i$.

Această caracteristică se deplasează, pentru diferitele regimuri înrăutățite, paralel cu ea însăși, pe axa ordonatelor, mărimea deplasării fiind dată de valoarea k_i (puterea reactivă suplimentară).

Regimurile succesive sînt date de intersecția caracteristicii de putere reactivă primită pe bara de consum, $Q_g = f(U)$, cu caracteristica sarcinii, $Q_{si} = f(U) + k_i$.

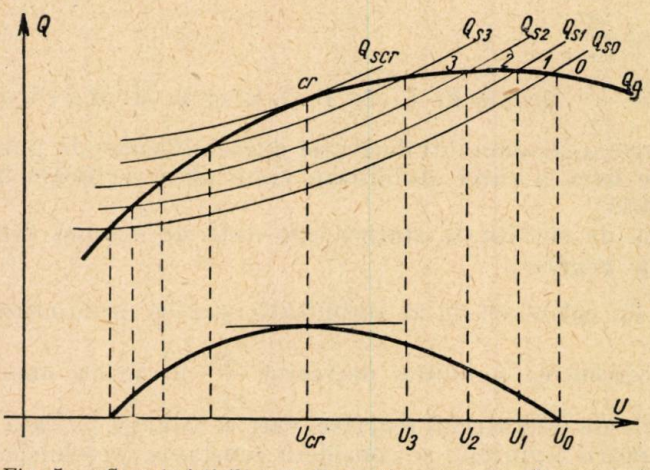


Fig. 5. — Caracteristicile puterii reactive, corespunzătoare regimurilor succesive (determinarea regimului limită).

Regimul limită (tensiunea critică) este dat de punctul de tangență al caracteristicilor Q_g și Q_s. Tensiunea respectivă corespunde valorii maxime a dezechilibrului de putere reactivă pe bara de consum.

Caracteristica $Q_s = f(U)$ este o dată stabilită prin natura consumatorului.

Criteriul $\frac{dQ}{dU}$ se utilizează în general în cazul sistemelor concentrate, cu mare deficit de putere reactivă și cu tensiune scăzută.

B. MODURILE CLASICE DE CALCUL AL STABILITĂȚII STATICE PRIN CRITERIILE $\frac{dQ}{dU}$, $\frac{dP}{dU}$ ȘI $\frac{dP}{d\delta}$ FOLOSIND METODA GRAFICĂ

În paragraful A s-a făcut o scurtă trecere în revistă a modurilor clasice de cercetare, prin calcul analitic, a stabilității statice în cazul aplicării criteriilor $\frac{dP}{d\delta}$, $\frac{dP}{dU}$ și $\frac{dQ}{dU}$.

Cercetarea stabilității statice pe cale analitică este însă destul de laborioasă datorită volumului mare de calcule, în special atunci cînd numărul generatoarelor este mai mare ca două. Prin înlocuirea calculului analitic cu calculul grafic, calculul stabilității statice se poate simplifica mult și, ca

în cazul tuturor metodelor grafice, devine mult mai intuitiv, permite sezisarea, punerea şi rezolvarea unei serii de probleme mai de detaliu pe care calculul analitic, prin specificul său, nu şi le poate propune.

În cele de mai jos ne propunem să înlocuim calculul analitic utilizat în cadrul modurilor clasice de calcul al stabilităţii statice prin criteriile

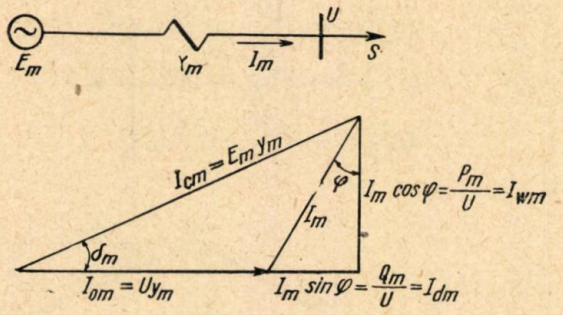


Fig. 6. — Reprezentarea maşinii sincrone prin curenţii de scurtcircuit în cazul neglijării rezistenţei active.

practice $\frac{dQ}{dU}$, $\frac{dP}{dU}$ şi $\frac{dP}{d\delta}$, cu calculul grafic. În acest scop vom utiliza diagrama vectorială a curenţilor pe bara de consum propusă de P. Dimo [1], [8].

Utilizarea diagramei vectoriale a curenţilor necesită reducerea sistemului la un număr oarecare de grupuri (generatoare sau motoare sincrone) care să debiteze pe bara de consum.

La baza diagramei vectoriale stă reprezentarea maşinii sincrone prin curenţii ei de scurtcircuit (fig. 6).

$I_{om} = Uy_m$, reprezintă curentul de scurtcircuit al maşinii m la funcţionarea în gol, cu o forţă electromotoare egală cu tensiunea U a barei;

$I_{dm} = I_m \sin\varphi$, reprezintă curentul dewatat pe care-l debitează maşina sincronă m pe bara de tensiune U;

$I_{wm} = I_m \cos\varphi$, reprezintă curentul watat pe care-l debitează maşina sincronă m pe bara de tensiune U;

$I_{cm} = E_m y_m$, reprezintă curentul de scurtcircuit al maşinii sincrone m la funcţionarea în sarcină.

δ_m este unghiul de decalaj, dintre forţa electromotoare a maşinii sincrone corespunzătoare curentului de încărcare I_m şi tensiunea U a barei.

Reprezentînd fiecare maşină sincronă prin curenţii de scurtcircuit, se obţine diagrama vectorială a barei sistemului (fig. 7 *a* şi *b*).

În reprezentarea vectorială a nodului s-au neglijat rezistenţele, fapt admis deoarece, în general, în cazul cînd se calculează stabilitatea statică, ele sînt foarte mici în comparaţie cu reactanţele.

Sarcina activă a barei sistemului este reprezentată prin segmentul DC, care la scara curenţilor ne dă curentul watat, iar sarcina reactivă

este reprezentată prin segmentul OD (segmentul OD mai cuprinde şi energia reactivă de funcţionare în gol a grupurilor).

Prin reprezentarea vectorială a barei sistemului, obţinem o imagine clară a situaţiei maşinilor sistemului în regimul respectiv şi a parametrilor care influenţează mai mult condiţiile de stabilitate ale sistemului.

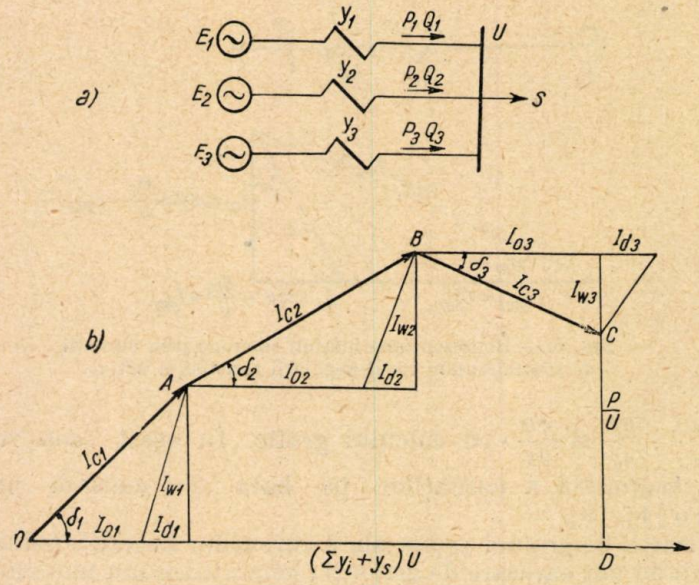


Fig. 7. — Diagrama vectorială a barei de studiat : *a*) sistemul redus la trei centrale care debitează pe o bară de consum ; *b*) diagrama vectorială a curenţilor pe bara de consum.

Criteriul $\frac{dQ}{dU}$

Modul clasic de calcul al stabilităţii statice prin criteriul $\frac{dQ}{dU}$ (I. S. Bruk şi I. M. Markovici [9]) presupune determinarea pe cale analitică a caracteristicii puterii reactive primite pe bara de consum.

Utilizînd diagrama vectorială a curenţilor pe bara de consum, putem determina caracteristica puterii reactive primită (generată) pe bara de consum pe cale grafică. În cadrul rezolvării grafice, se pot păstra toate ipotezele făcute în cazul modului de calcul analitic.

Caracteristica puterii reactive primită pe bara de consum se construieşte prin puncte succesive. În acest scop, se ridică diagrama vectorială a curenţilor pe bara de consum pentru regimul normal şi pentru regimurile succesive înrăutăţite (cu tensiuni mai scăzute).

Pentru construirea diagramei vectoriale a curenţilor pe bara de consum în regimul normal trebuie să cunoaştem tensiunea barei, puterea activă şi reactivă primită pe bară de la fiecare grup echivalent şi puterea de scurtcircuit la funcţionarea în gol pe bară, dată de fiecare grup echivalent.

Diagramele vectoriale ale curenților pe bara de consum pentru regimurile succesive se construiesc plecînd de la diagrama din regimul normal, în care se schimbă curenții wataţi şi dewataţi ca urmare a creşterii sarcinii reactive şi a înrăutăţirii tensiunii barei de consum.

Curenții wataţi se pot determina uşor ţinînd seama de condiţia, impusă, privind menţinerea repartiţiei puterilor active şi în regimurile succesive. La determinarea curenților wataţi trebuie însă să se ţină seama şi de menţinerea echilibrului între puterile active produse şi consumate.

Pentru respectarea acestei condiţii se variază încărcarea activă a unuia din grupurile echivalente care trebuie să urmărească variaţia cu tensiunea a sarcinii active de pe bară (care variază după caracteristica statică $P_s = f\ (U)$).

Cunoscînd curenţii wataţi şi curenţii de scurtcircuit în sarcină ai fiecărui grup echivalent, se pot construi diagramele vectoriale ale curenţilor pe bară pentru regimurile succesive (fig. 8).

Curenţii de scurtcircuit în sarcină se cunosc, deoarece ei nu variază în cazul ipotezelor făcute, forţe electromotoare constante ($E_i y_i = \text{const.}$ la forţe electromotoare constante şi în cazul cînd nu se ţine seama de efectele saturaţiei).

Din diagramele vectoriale ale curenţilor pentru regimurile succesive se pot obţine curenţii dewataţi de încărcare ai fiecărui generator în parte şi curentul dewatat total. Avînd tensiunea regimurilor succesive, se poate determina puterea reactivă total generată pe bara de consum şi

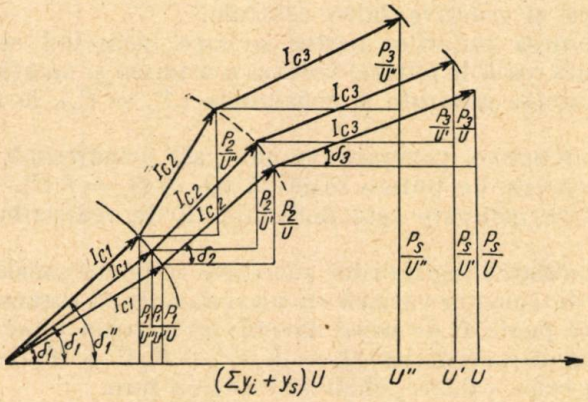


Fig. 8. — Diagrama vectorială a curenţilor pe bara de consum pentru regimurile succesive în cazul criteriului $\frac{dQ}{dU}$.

deci se poate ridica caracteristica puterii reactive primite pe bara de consum.

Caracteristica puterii reactive primită pe bara de consum obţinută prin calcul grafic nu diferă de cea obţinută prin calcul analitic, în cazul în care premisele de calcul sînt aceleaşi.

După ridicarea caracteristicii puterii reactive primită pe bara de consum, $Q_g = f(U)$, caracteristica sarcinii $Q_s = f(U)$ fiind dată, se poate determina curba dezechilibrului de putere, deci tensiunea critică corespunzătoare regimului limită.

Prin calculul grafic expus se obțin aceleași rezultate ca și prin calculul analitic.

Criteriul $\frac{dP}{dU}$

Modul de calcul clasic al stabilității statice prin criteriul $\frac{dP}{dU}$ presupune determinarea pe cale analitică a caracteristicii de putere activă generată pe bara de consum, $P = f(U)$.

Utilizînd, ca și în cazul criteriului $\frac{dQ}{dU}$, diagrama vectorială a curenților pe bara de consum, putem determina caracteristica $P = f(U)$ pe cale grafică.

Determinarea caracteristicii $P = f(U)$ se face prin puncte succesive. În acest scop se ridică diagrama vectorială a curenților pe bara de consum, pentru regimul normal și pentru regimurile succesive.

Regimurile succesive se deosebesc de cele determinate în cazul aplicării modului de calcul expus în cadrul criteriului $\frac{dQ}{dU}$.

Ele se obțin din regimul normal prin scăderea tensiunii barei de consum. Scăderea tensiunii barei de consum conduce la redistribuirea puterilor active și reactive între centrale.

Redistribuirea puterilor active se face încărcînd centrala a cărei stabilitate (limită reală de putere) vrem să o studiem și menținînd echilibrul între puterile active generate și consumate ($P_g = P_s$), la frecvență constantă.

Puterile reactive generate trebuie să urmărească caracteristica statică a consumului de putere reactivă ($Q_g = Q_s = f(U)$. Redistribuirea puterilor reactive generate este determinată de redistribuirea puterilor active.

La determinarea regimurilor succesive se poate considera că sarcina activă a barei de consum variază cu tensiunea după caracteristica statică $P_s = f(U)$, care poate fi de orice natură, iar sarcina reactivă variază cu tensiunea după caracteristica $Q_s = K_1U^2 + K_2U + K_3$ în care K_1, K_2 și K_3 pot avea orice valoare, chiar și valoarea zero.

În construcția diagramelor vectoriale pentru regimurile succesive se deosebesc două cazuri:

1) cazul sistemului redus la două grupuri echivalente care debitează pe bara de consum;

2) cazul sistemului redus la trei sau mai multe grupuri echivalente.

În ambele cazuri se folosește ca punct de plecare diagrama vectorială a curenților pe bara de consum din regimul normal.

Pe această diagramă se ridică curba de variație cu tensiunea a curentului de sarcină activă a barei de consum, $I_w = \frac{P_s}{U} = f(U)$.

Tensiunea barei de consum în regimurile succesive este reprezentată pe abscisă.

Considerăm că sarcina reactivă variază cu tensiunea după caracteristica $Q_s = KU^2$. În acest caz scara tensiunii din regimul normal se păstrează şi în regimurile succesive.

Alegînd regimurile succesive (tensiunile) pentru care vrem să ridicăm diagramele vectoriale, obţinem de pe curba $I_w = f(U)$ curentul activ

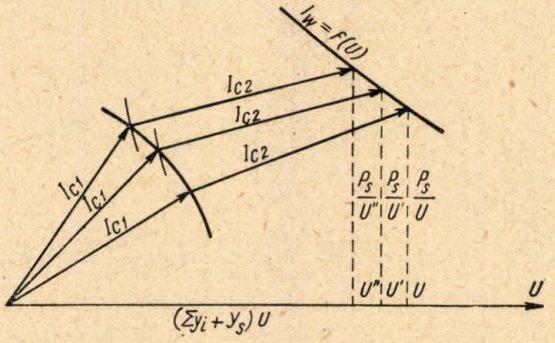


Fig. 9. — Construcţia diagramelor vectoriale ale curenţilor pe bara de consum pentru regimurile succesive ale sistemului redus la două grupuri echivalente în cazul aplicării criteriului $\frac{dP}{dU}$ pentru $Q_s = KU^2$.

absorbit de bara de consum iar din diagrama vectorială pentru regimul normal obţinem curenţii de scurtcircuit în sarcină, daţi de grupurile echivalente, $E_i y_i$.

Aceşti curenţi nu variază cu tensiunea, forţele electromotoare fiind constante.

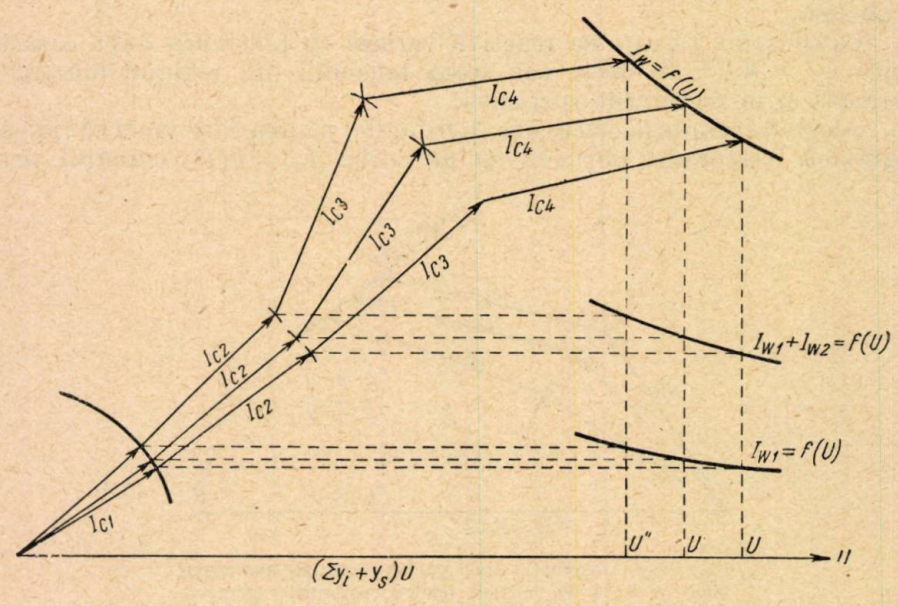
În cazul sistemului redus la două grupuri, cunoscînd elementele de mai sus se pot construi diagramele vectoriale ale curenţilor pe bara de consum pentru regimurile succesive, repartiţia puterilor active (a curenţilor de sarcină activă) fiind determinată (fig. 9).

În cazul sistemului redus la trei sau mai multe grupuri echivalente, pentru simplificare se admit presupunerile făcute la expunerea analitică.

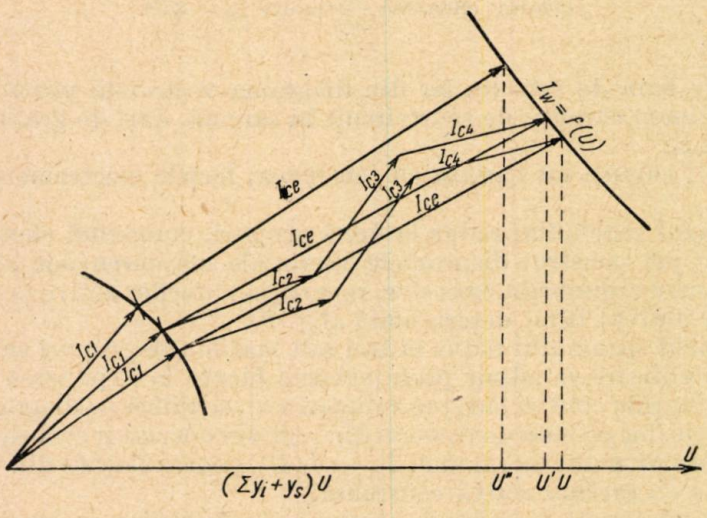
În situaţiile cînd se face presupunerea *a*), se ridică pe diagrama vectorială a curenţilor pe bara de consum din regimul normal şi curbele de variaţie a curentului watat de sarcină, $I_{wi} = f(U)$, pentru fiecare din centralele considerate cu sarcina activă constantă.

Vectorii curent pe bara de consum ai grupurilor cu sarcina activă constantă pentru regimurile succesive se determină, folosind curbele $I_{wi} = f(U)$ şi valorile curenţilor de scurtcircuit în sarcină debitaţi de grupurile respective pe bara de consum, din diagrama vectorială a curenţilor pentru regimul normal.

Cunoscînd curenţii de scurtcircuit în sarcină debitaţi de cele două grupuri echivalente cu sarcină variabilă, curentul activ absorbit de bara



a



b

Fig. 10. — Construcția diagramelor vectoriale ale curenților pe bara de consum pentru regimurile succesive ale sistemului redus la patru grupuri echivalente, în cazul aplicării criteriului $\frac{dP}{dU}$ pentru $Q_s = KU^2$: *a*) presupunerea *a* de la paragraful A; *b*) presupunerea *b* de la paragraful A.

de consum și vectorii curent pe bara de consum ai grupului cu sarcină activă constantă se pot construi diagramele vectoriale ale curenților pentru regimurile succesive (fig. 10 *a*).

În situațiile cînd se face presupunerea *b*), se înlocuiesc pe diagrama vectorială a curenților pe bara de consum, din regimul normal, vectorii curent ai grupurilor cu unghiuri relative constante cu vectorul curent

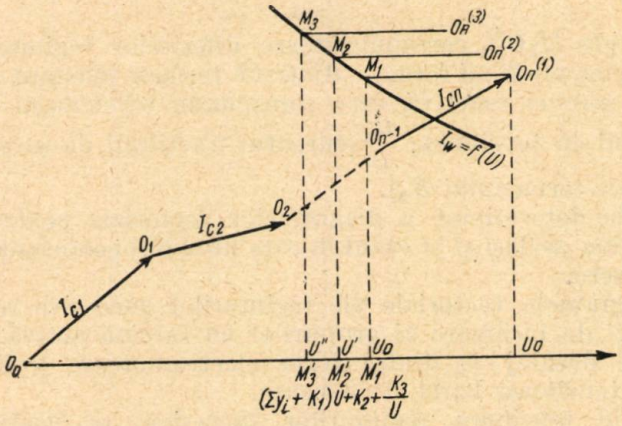


Fig. 11. — Determinarea diagramelor vectoriale pentru regimurile succesive în cazul cînd sarcina reactivă variază după caracteristica $Q_s = K_1U^2 + K_2U + K_3$.

rezultat din suma vectorială a acestor vectori, care reprezintă de fapt generatorul echivalent. În felul acesta diagrama vectorială a curenților s-a redus la cazul a două grupuri, pentru care s-a expus mai sus modul de ridicare a diagramelor vectoriale pentru regimurile succesive (fig. 10 *b*).

Pentru regimurile succesive care ne interesează în mod deosebit se poate descompune vectorul curent al generatoarelor cu unghiuri relative constante în vectorii componenți, obținînd astfel reprezentarea completă (detaliată) a barei de consum.

Determinarea diagramelor vectoriale pentru regimurile succesive în cazul cînd sarcina reactivă variază cu tensiunea după caracteristica $Q_s = K_1U^2 + K_2U + K_3$ este redată în figura 11.

Pe diagrama vectorială din regimul normal se duce segmentul $O_n^{(1)} M_1 = K_2 + \frac{K_3}{U}$ (K_2 este curentul fracțiunii de sarcină reactivă care corespunde termenului K_2U, iar $\frac{K_3}{U}$ este curentul fracțiunii de sarcină reactivă care corespunde termenului K_3). Segmentul $O_0 M'_1$ reprezintă tensiunea barei de consum din regimul normal la o scară nouă. Această scară de tensiune se păstrează și pentru regimurile succesive.

Din punctul M_1 se ridică curba de variație cu tensiunea a curentului de sarcină activă a barei de consum, $I_w = f(U)$, folosind scara nouă pentru tensiune.

Luînd tensiunea U': pentru care vrem să determinăm regimul succesiv, obținem pe curba $I_w = f(U)$ curentul de sarcină activă corespunzător regimului respectiv (segmentul $M_2'M_2$). Ducem apoi segmentul $M_2O_n^{(2)} = K_2 + \frac{K_3}{U}$ și determinăm astfel vîrful diagramei vectoriale a curenților pentru acest nou regim. Construcția elementelor diagramei se face în același mod ca în cazul în care sarcina reactivă variază după caracteristica $Q_s = KU^2$.

Segmentele $M_iO_n^{(i)}$, corespunzătoare diferitelor regimuri succesive, diferă ca mărime, ele fiind formate dintr-un termen constant K_2 (curentul fracțiunii de sarcină reactivă care corespunde termenului K_2U și un termen variabil cu tensiunea, $\frac{K_3}{U}$ (curentul fracțiunii de sarcină reactivă care corespunde termenului K_3).

Modul de determinare a diagramelor vectoriale pentru regimurile succesive rămîne același și în cazul în care unul din coeficienții K_2 sau K_3 este egal cu zero.

Din diagramele vectoriale ale regimurilor succesive se pot obține curenții watați de încărcare ai grupurilor cu sarcină activă variabilă și unghiurile de decalaj δ_i dintre forța electromotoare a fiecărui grup echivalent și tensiunea barei de consum.

Cunoscînd tensiunea regimurilor succesive, se poate determina puterea activă debitată pe bara de consum de fiecare grup în parte și deci se pot construi curbele $P = f(U)$ pentru grupurile cu sarcina activă variabilă.

Regimul limită este dat de maximul curbei $P = f(U)$ ridicată pentru centrala generatoare (a cărei stabilitate o studiem) sau de minimul curbei $P = f(U)$ ridicată pentru centralele receptoare (care preiau variația de sarcină dată centralei de studiat).

Întrucît în general se urmărește determinarea puterii limită (limita reală a puterii) pe care o poate debita centrala pe bara de consum și tensiunea corespunzătoare acestei puteri (tensiunea critică), este suficientă ridicarea numai a curbei $P = f(U)$ pentru centrala a cărei stabilitate o studiem.

Caracteristica reală a puterii $P = f(U)$ ridicată prin calculul grafic este identică cu caracteristica obținută prin calcul analitic în cazul în care se consideră pentru sarcina de pe bare aceleași caracteristici statice.

Criteriul $\frac{dP}{d\delta}$

În paragraful A au fost redate două moduri clasice de calcul al stabilității statice prin criteriul $\frac{dP}{d\delta}$:

1) cercetarea stabilității statice prin determinarea limitei ideale a puterii, mod de cercetare a stabilității statice simplu, datorită condițiilor puse parametrilor regimului.

2) cercetarea stabilității statice prin determinarea limitei reale a puterii. Acest mod de cercetare a stabilității statice presupune determi-

narea pe cale analitică a caracteristicii unghiulare de putere pe bara față de care cercetăm stabilitatea generatorului ($P = f(\delta)$.

Calculul analitic poate fi înlocuit cu calculul grafic ridicînd diagramele vectoriale ale curenților pe bara de consum pentru regimul normal și pentru regimurile succesive. Regimurile succesive se obțin la fel ca în cazul aplicării criteriului $\frac{dP}{dU}$.

Caracteristica $P_i = f(\delta_i)$ pentru grupul a cărui stabilitate o verificăm se determină din diagramele vectoriale ale curenților, în mod similar cu caracteristica $P = f(U)$.

În determinarea diagramelor vectoriale ale curenților pentru regimurile succesive se poate ține seama și de variația forței electromotoare (ca urmare a acțiunii regulatoarelor automate de tensiune), în care caz se modifică mărimea curenților I_{ci}.

Din cele de mai sus se constată că utilizarea diagramelor vectoriale ale curenților pe bara de consum pentru înlocuirea calculului analitic din modurile clasice de calcul al stabilității statice prin criteriile $\frac{dP}{d\delta}$, $\frac{dP}{dU}$ și $\frac{dQ}{dU}$ conduce la obținerea acelorași rezultate, în cazul cînd premisele de calcul rămîn neschimbate.

Calculul grafic însă oferă posibilități mai mari pentru analiza regimului sistemului datorită simplității lui. Utilizînd calculul grafic se pot obține indicații mai de detaliu asupra regimurilor datorită faptului că se pot menține în schemă un număr mai mare de grupuri.

Prin ridicarea diagramelor vectoriale ale curenților pe bara de consum calculul devine mult mai intuitiv, permițînd detectarea ușoară a elementelor care influențează mai mult condițiile de stabilitate ale sistemului.

C. APLICAREA METODEI „ANALIZEI GRAFICE" LA CRITERIILE PRACTICE DE CALCUL AL STABILITĂȚII STATICE, $\frac{dQ}{dU}$ ȘI $\frac{dP}{dU}$

Metoda „analizei grafice" propusă de P. Dimo se bazează pe utilizarea diagramei vectoriale a curenților pe bara de studiat.

Criteriul $\frac{dQ}{dU}$

Menținînd premisele modului de calcul analitic expus la criteriul $\frac{dQ}{dU}$ (forțele electromotoare constante, repartiția puterilor active constantă) și presupunînd pentru sarcina reactivă a barei de consum o variație, în jurul punctului de funcționare, proporțională cu pătratul tensiunii ($Q_s = KU^2$, reactanță constantă) P. Dimo [2] a demonstrat că regimul limită din punctul de vedere al stabilității statice, care este dat de condiția schimbării

semnului derivatei $\frac{dQ}{dU}$, în cazul reprezentării vectoriale prin curenți a barei de consum (fig. 12) corespunde condiției

$$\sum_{i=0}^{n} \overline{O_i O'_{i+1}} - 2\,\overline{ON} = 0\,,$$

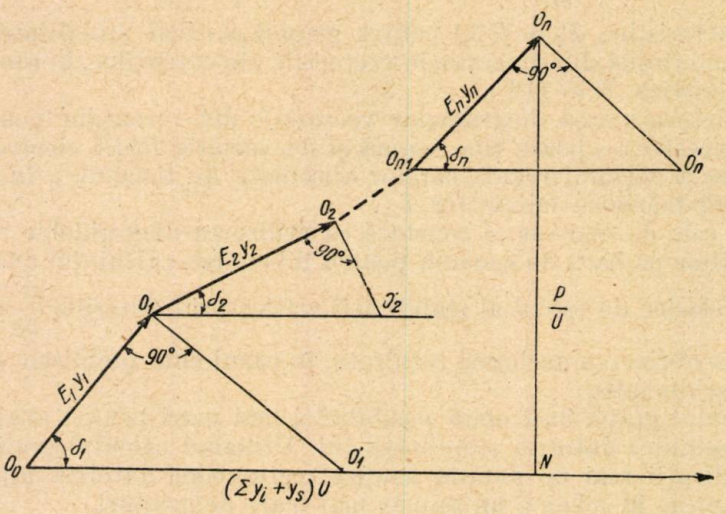


Fig. 12. — Construcția grafică pentru determinarea derivatei $\frac{dQ}{dU}$.

iar semnul derivatei corespunde condițiilor

$$\frac{dQ}{dU} < 0 \text{ cînd } \sum_{i=0}^{n} \overline{O_i O'_{i+1}} - 2\,\overline{ON} < 0,$$

$$\frac{dQ}{dU} > 0 \text{ cînd } \sum_{i=0}^{n} \overline{O_i O'_{i+1}} - 2\,\overline{ON} > 0.$$

Această demonstrație se poate extinde și pentru cazul în care sarcina reactivă de pe bare variază cu tensiunea după legea mai complexă $Q_s = K_1 U^2 + K_2 U + K_3$.

În acest caz derivata $\frac{dQ}{dU}$ devine

$$\frac{dQ}{dU} = \sum_{i=0}^{n} \frac{E_i y_i}{\cos \delta_i} - 2U \sum_{i=0}^{n} y_i - 2U K_1 - K_2 - \frac{K_3}{U} + \frac{K_3}{U}$$

sau

$$\frac{dQ}{dU} = \sum_{i=0}^{n} \frac{E_i y_i}{\cos \delta_i} - 2\left(U \sum_{i=0}^{n} y_i + UK_1 + K_2 + \frac{K_3}{U} \right) + K_2 + 2\frac{K_3}{U}.$$

Utilizînd notațiile din diagrama vectorială a curenților pe bara de consum (fig. 12), obținem

$$\frac{dQ}{dU} = \sum_{i=0}^{n} \overline{O_i O'_{i+1}} - 2\,\overline{ON} + K_2 + 2\,\frac{K_3}{U}.$$

Termenul K_2 reprezintă curentul acelei fracțiuni din sarcina reactivă a barei de consum care variază cu tensiunea după legea $Q_{s2} = K_2 U$ iar termenul $2\,\frac{K_3}{U}$ reprezintă valoarea dublă a curentului acelei fracțiuni de sarcină care variază cu tensiunea după legea $Q_{s3} = K_3$.

Expresia de mai sus a derivatei $\frac{dQ}{dU}$ este mai generală, coeficienții K_1, K_2 și K_3 din caracteristica sarcinii reactive putînd avea orice valoare, chiar și valoarea zero.

Aplicînd relația de mai sus la diagrama vectorială a curenților pe bara de consum pentru regimul a cărui stabilitate vrem să o determinăm, obținem semnul derivatei $\frac{dQ}{dU}$, care ne indică dacă regimul este static stabil, și valoarea derivatei $\frac{dQ}{dU}$, care ne dă o primă indicație asupra gradului de stabilitate statică.

Pentru determinarea tensiunii critice (regimul limită) și a rezervei de stabilitate statică trebuie să ridicăm curbele

$$\sum_{i=0}^{n} \overline{O_i O'_{i+1}} + K_2 + 2\,\frac{K_3}{U} =$$

$$= f(U) \quad \text{și} \quad 2\,\overline{ON} = f(U).$$

Intersecția acestor curbe corespunde anulării derivatei $\frac{dQ}{dU}$, deci tensiunea corespunzătoare este tensiunea critică (fig. 13).

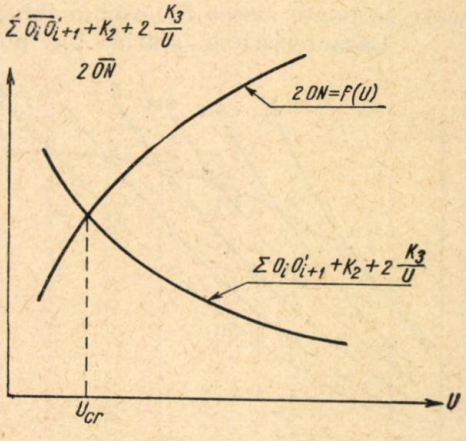


Fig. 13. — Determinarea tensiunii critice.

Ridicarea curbelor $\sum_{i=0}^{n} \overline{O_i O'_{i+1}} + K_2 + 2\,\frac{K_3}{U} = f(U)$ și $2\,ON = f(U)$ se face utilizînd diagramele vectoriale ale curenților pe bara de consum pentru regimurile succesive obținute din regimul normal prin scăderea tensiunii, ca urmare a creșterii sarcinii reactive pe bara de consum.

Modul de determinare a diagramelor vectoriale pentru regimurile succesive a fost dat la descrierea modului de calcul clasic, criteriul $\frac{dQ}{dU}$, în care s-a înlocuit calculul analitic prin calculul grafic (paragraful B).

Sarcinii active de pe bare i se poate da orice lege de variație cu tensiunea (orice caracteristică statică), însă pentru sarcina reactivă metoda presupune o variație în jurul punctelor de funcționare care caracterizează regimurile succesive după legea $Q_s = K_1U^2 + K_2U + K_3$, în care K_1, K_2 și K_3 pot avea orice valoare, inclusiv valoarea zero.

Tensiunea critică determinată în condițiile de mai sus corespunde punctului de tangență dintre caracteristica puterii reactive primită pe bara de consum, $Q_g = f(U)$, și caracteristica statică a sarcinii reactive, $Q_s'' = f(U)$, corespunzătoare regimului limită (fig. 11).

Sarcina reactivă a barei de consum Q_s'', corespunzătoare regimului limită, este alcătuită din sarcina reactivă a barei în regimul normal Q_s, plus o sarcină reactivă suplimentară q_s'', adăugată pe bară pentru aducerea sistemului la regimul limită,

$$Q_s'' = Q_s + q_s''.$$

Variația cu tensiunea a sarcinii corespunzătoare regimului limită se face după o lege de forma $Q_s'' = K'U^2 + K_2U + K_3$, rezultată din legile de variație cu tensiunea a sarcinii reactive inițiale ($Q_s = K_1U^2 + K_2U + K_3$) și a sarcinii reactive suplimentare ($q_s'' = k''U^2$).

Sarcina reactivă a barei corespunzătoare regimului limită se poate obține din diagrama vectorială a curenților pentru acest regim, diagramă care se poate ridica cunoscînd tensiunea critică.

Caracteristicile statice ale puterilor reactive corespunzătoare regimurilor succesive sînt date în figura 14.

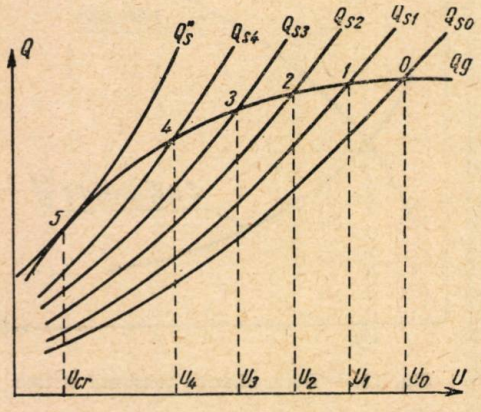


Fig. 14. — Caracteristicile statice ale puterilor reactive corespunzătoare regimurilor succesive.

Regimurile succesive sînt date de punctele de intersecție ale caracteristicilor de consum, $Q_s = f(U)$, cu caracteristica de putere reactivă primită pe bara de consum, $Q_g = f(U)$.

Din expunerea făcută se constată că, metoda „analizei grafice" diferă de modurile de aplicare clasice ale criteriului $\frac{dQ}{dU}$ în principal prin caracteristica admisă pentru sarcina reactivă suplimentară a barei de consum.

Modul de aplicare clasică a criteriului $\frac{dQ}{dU}$ presupune o variație cu tensiunea a sarcinii reactive suplimentare după caracteristica $q_s = k$ iar metoda „analizei grafice" presupune o variație cu tensiunea a sarcinii reactive suplimentare după caracteristica $q_s'' = k''U^2$.

Metodele se deosebesc însă şi prin caracteristica statică presupusă pentru sarcina reactivă iniţială de pe bara de consum.

Modul de aplicare clasică a criteriului $\frac{dQ}{dU}$ admite considerarea oricărei variaţii a sarcinii reactive cu tensiunea, însă metoda „analizei grafice" propusă de P. D i m o presupune variaţia sarcinii reactive cu tensiunea după caracteristica $Q_s = K_1U^2 + K_2U + K_3$, considerarea unei caracteristici mai complexe complicînd metoda. În cazul în care se presupune aceeaşi caracteristică statică pentru sarcina reactivă şi se fac aceleaşi ipoteze de calcul, metoda analizei grafice dă rezultate foarte apropiate de modul de calcul clasic prin criteriul $\frac{dQ}{dU}$. Diferenţa între rezultatele obţinute provine numai de la efectul de reglaj diferit al sarcinii reactive suplimentare, care se adaugă pe bara de consum pentru apropierea regimului de regimul limită.

Avînd în vedere simplitatea calculului, se recomandă utilizarea fie a metodei analizei grafice, fie a modului de aplicare clasică a criteriului $\frac{dQ}{dU}$, în care calculul analitic s-a înlocuit prin calculul grafic.

Alegerea metodei de calcul se va face după caracterul de variaţie a sarcinii reactive a barei de consum.

Criteriul $\frac{dP}{dU}$

Metoda analizei grafice identifică regimul limită prin condiţia de anulare a derivatei $\frac{dQ}{dU}$.

La determinarea condiţiei grafice de anulare a derivatei $\frac{dQ}{dU}$, P. D i m o [2] a păstrat premisele impuse modului de calcul prin criteriul $\frac{dQ}{dU}$ ca puterile active pe grupuri să rămînă constante, obţinînd în acest caz $\frac{dP_i}{dU} = 0$.

În modul de calcul utilizat în cadrul criteriului $\frac{dP}{dU}$ se lasă liberă puterea a două grupuri, unul din ele fiind grupul a cărui stabilitate o determinăm. În cazul în care se neglijează rezistenţele din schemă iar sarcina activă se presupune constantă, derivatele $\frac{dP_i}{dU}$ pentru grupurile cu puterea activă variabilă se anulează simultan (în momentul în care puterea activă a unui grup trece prin maximum, trebuie neapărat ca puterea activă a celuilalt grup — cu putere variabilă — să treacă prin minimum, pentru obţinerea echilibrului puterilor active).

Din cele de mai sus rezultă că pentru regimul limită obţinut în condiţiile de înrăutăţire corespunzătoare modului de calcul prin criteriul $\frac{dP}{dU}$, în cazul neglijării rezistenţelor şi a caracteristicii sarcinii active de forma

$P_s = K$, valoarea derivatei $\frac{dQ}{dU}$ poate fi obținută cu ajutorul expresiei grafice

$$\frac{dQ}{dU} = \sum_{i=0}^{n} \overline{O_i O'_{i+1}} - 2\,\overline{ON} + K_2 + 2\,\frac{K_3}{U}.$$

Întrucît în aceste condiții derivatele $\frac{dQ}{dU}$ și $\frac{dP}{dU}$ se anulează simultan [10], putem identifica regimul limită prin condiția grafică de anulare a derivatei $\frac{dQ}{dU}$,

$$\sum_{i=0}^{n} \overline{O_i O'_{i+1}} - 2\,\overline{ON} + K_2 + 2\,\frac{K_3}{U} = 0.$$

Pentru celelalte regimuri expresia de mai sus ne dă valoarea derivatei $\frac{dQ}{dU}$ numai în cazul cînd se presupune că puterile active pe grupuri (P_{gi}) sînt constante în jurul punctului de funcționare. Semnul expresiei ne indică totuși dacă regimul este stabil (semn negativ) sau instabil (semn pozitiv).

Pentru determinarea regimului limită trebuie să ridicăm curbele

$$\sum_{i=0}^{n} \overline{O_i O'_{i+1}} + K_2 + 2\,\frac{K_3}{U} = f(U) \text{ și } 2\,\overline{ON} = f(U).$$

Intersecția acestor curbe corespunde anulării derivatelor $\frac{dP}{dU}$ și $\frac{dQ}{dU}$ iar tensiunea corespunzătoare indică regimul limită.

Ridicarea curbelor de mai sus se face utilizînd diagramele vectoriale ale curenților pe bara de consum pentru regimurile succesive, obținute din regimul normal prin scăderea tensiunii barei de consum.

Determinarea diagramelor vectoriale pentru regimurile succesive a fost dată la descrierea modului de calcul clasic prin criteriul $\frac{dP}{dU}$, în care s-a înlocuit calculul analitic prin calcul grafic (paragraful B).

Pentru determinarea puterii limită se construiește diagrama vectorială a curenților pe bara de consum corespunzătoare tensiunii critice obținute.

Din diagrama vectorială a regimului limită se obține situația fiecărui grup în parte care debitează pe bara de consum.

În aplicarea acestei metode pentru sarcina activă a barei de consum se consideră caracteristica statică $P_s = K$, iar pentru sarcina reactivă a barei de consum se consideră caracteristica $Q_s = K_1 U^2 + K_2 U + K_3$, K_1, K_2 și K_3 putînd lua chiar și valoarea zero.

Din expunerea făcută asupra aplicării metodei analizei grafice la criteriul $\frac{dP}{dU}$ se constată că această metodă este identică din punctul de vedere al condițiilor de înrăutățire a regimurilor și a caracteristicilor statice ce pot fi considerate pentru sarcina reactivă de pe bare cu modul

de calcul clasic prin criteriul $\frac{dP}{dU}$, în care s-a înlocuit calculul analitic cu calcul grafic.

Deosebirea între metoda „analizei grafice" și modul clasic de calcul prin criteriul $\frac{dP}{dU}$ rezolvat grafic constă numai în modul de identificare a regimului limită și a caracteristicii statice admise pentru sarcina activă a barei de consum.

Prin aplicarea metodei „analizei grafice" la criteriul $\frac{dP}{dU}$ se pot obține rezultate echivalente cu cele obținute prin modurile clasice de calcul a stabilității statice prin criteriul $\frac{dP}{dU}$, dacă se fac aceleași ipoteze de calcul și se păstrează caracteristicile statice presupuse pentru sarcina de pe bare.

Metoda „analizei grafice" se poate aplica și în cazul cînd forțele electromotoare ale generatoarelor variază ca efect al acțiunii regulatoarelor automate de tensiune. În acest caz la construcția diagramelor vectoriale ale curenților pe bara de consum se va ține seama de variația vectorilor I_{ei}.

Din expunerea făcută asupra modurilor de calcul al stabilității statice, analitic și grafic, în cazul aplicării criteriilor $\frac{dP}{d\delta}$, $\frac{dP}{dU}$ și $\frac{dQ}{dU}$, se constată simplitatea calculului în cazul aplicării metodei „analizei grafice", sau în cazul calculului grafic, bazat pe diagrama vectorială a curenților pe bara de consum, aplicat la modurile de calcul clasice.

Datorită simplității calculului, metoda „analizei grafice" permite o rezolvare mai amplă a stabilității regimurilor sistemelor energetice.

Metoda analizei grafice face posibilă cercetarea regimurilor sistemului în cazul păstrării în schema echivalentă a unui număr suficient de mare de grupuri, fără complicații mari. În felul acesta se înlătură parte din aproximațiile care se fac în reducerea schemelor.

Diagrama vectorială a curenților pe bara de consum utilizată în cazul calculului grafic dă indicații asupra elementelor care influențează mai mult stabilitatea și permite în felul acesta să se ia măsurile cele mai eficiente pentru îmbunătățirea ei.

ANEXĂ

Date comparative privind aplicarea metodei analizei grafice la criteriul $\frac{dQ}{dU}$ și a modului de calcul clasic caracteristic criteriului $\frac{dQ}{dU}$

Pentru a scoate în evidență influența modului de calcul asupra regimului limită identificat, s-a cercetat stabilitatea statică a barei de consum a sistemului din figura 15, utilizînd criteriul $\frac{dQ}{dU}$, prin metoda de calcul clasică și metoda „analizei grafice".

Valorile reactanțelor (rezistențele s-au neglijat) puterilor și tensiunii sînt date în unități relative utilizînd sistemul de bază

$$P_b = 100 \text{ MVA},$$

$$U_b = 110 \text{ kV}.$$

Calculul s-a efectuat considerînd pentru sarcina reactivă următoarele caracteristici statice :

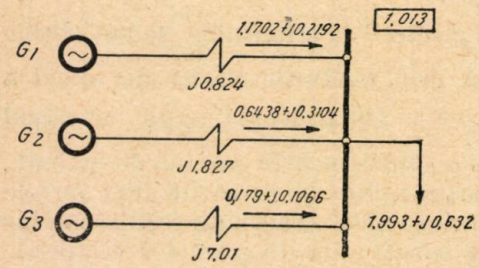


Fig. 15. — Sistemul redus la trei centrale care debitează pe bara de consum.

a) $Q_s = KU^2 = 0{,}62\ U^2$;

b) $Q_s = K_1U^2 + K_2U + K_3 = 0{,}31\ U^2 + 0{,}157\ U + 0{,}159$,
$K_1U^2 = 50\%\ Q$,
$K_2U = 25\%\ Q$,
$K_3 = 25\%\ Q$;

c) $Q_s = K_1U^2 + K_2U + K_3 = 0{,}155\ U^2 + 0{,}314\ U + 0{,}159$,
$K_1U^2 = 25\%$,
$K_2U = 50\%$,
$K_3 = 25\%$;

d) $Q_s = K\ U = 0{,}628\ U$.

Pentru sarcina activă s-a considerat caracteristica statică $P_s = K$.

Rezultatele obținute în cazul utilizării modului de calcul clasic (rezolvarea grafică) sînt date în tabela 1, iar rezultatele obținute în cazul utilizării metodei analizei grafice sînt date în tabela 2.

Tabela 1

Caracteristica statică a sarcinii reactive	Tensiunea critică	Coeficientul de stabilitate statică %	Creșterea tensiunii critice în % față de ipoteza *a*
a	0,91	10,16	—
b	0,925	8,68	1,65
c	0,9425	6,96	3,57
d	0,953	5,92	4,72

Tabela 2

Caracteristica statică a sarcinii reactive	Tensiunea critică	Coeficientul de stabilitate statică %	Creșterea tensiunii critice în % față de ipoteza *a*	Tensiunea critică în % față de tensiunea obținută prin modul de calcul clasic
a	0,8775	13,35	—	96,5
b	0,91	10,16	3,7	98,4
c	0,93	8,2	5,98	98,6
d	0,9475	6,46	7,98	99,4

Analizînd datele de mai sus, se constată că metoda „analizei grafice" este mai optimistă. Tensiunile critice obținute prin această metodă sînt mai mici decît tensiunile critice obținute prin modul de calcul clasic.

Diferența dintre tensiunile critice obținute este dată de efectul de reglaj diferit (caracteristic modului de calcul) al sarcinii reactive suplimentare, care se adaugă pe bara de consum pentru apropierea regimului de regimul limită.

În cazul analizat diferențele obținute între tensiunile critice determinate prin cele două moduri de calcul sînt suficient de mici, ele devenind mai importante pentru regimurile sistemelor cu rezervă de stabilitate statică mai mare.

Aşadar, pentru determinarea unor regimuri limită cît mai apropiate de regimurile limită reale este recomandabil să se utilizeze metoda „analizei grafice" în cazurile cînd caracteristica statică după care variază sarcina reactivă este mai aproape de forma $Q = K\,U^2$ şi modul de calcul clasic în cazurile, mai rare, cînd caracteristica statică a sarcinii reactive este mai apropiată de forma $Q = \text{const}$.

Din datele prezentate reiese de asemenea importanța mare pe care o are cunoaşterea cît mai exactă a caracteristicii statice a sarcinii reactive.

СРАВНЕНИЕ МЕТОДА „ГРАФИЧЕСКОГО АНАЛИЗА" С КЛАССИЧЕСКИМИ МЕТОДАМИ, ИЗВЕСТНЫМИ ПО ЗАДАЧАМ СТАТИЧЕСКОЙ УСТОЙЧИВОСТИ

КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ

Работа содержит критический обзор способов расчета, применяемых для определения статической устойчивости режимов энергетических систем.

Дается суммарное изложение известных аналитических способов расчета, основанных на применении практических критериев $\frac{dP}{d\delta}$, $\frac{dP}{dU}$ и $\frac{dQ}{dU}$ и устанавливаются сферы применения каждого из них.

Используя векторную диаграмму токов на шине расходов, автор дает графическое решение аналитических методов расчета.

Показан способ применения метода „графического анализа" П. Димо, при использовании критериев $\frac{dQ}{dU}$ и $\frac{dP}{dU}$.

Выявляются особенности различных методов расчета и практические преимущества графических способов расчета статической устойчивости.

В приложении приводятся для сравнения результаты, полученные при исследовании статической устойчивости шины расходов методом „графического анализа" и классическим методом расчета при помощи критерия $\frac{dQ}{dU}$ (графическое решение).

ОБЪЯСНЕНИЕ РИСУНКОВ

Рис. 1. — Идеальная характеристика мощности (э д с = постоян.).

Рис. 2. — Реальная характеристика мощности (э д с = постоян.).

Рис. 3. — Применение критерия $\frac{dP}{dU}$: *a*) система, сведенная к двум станциям, подключенным к шине расходов; *b*) характеристики мощности в зависимости от напряжения.

Рис. 4. — Характеристики реактивной мощности (фиктивная неуравновешенность реактивной мощности).

Рис. 5. — Характеристики реактивных мощностей, соответствующих последовательным режимам (Определение предельного режима).

Рис. 6. — Представление синхронной машины токами короткого замыкания в случае пренебрежения активным сопротивлением.

Рис. 7. — Векторная диаграмма изучаемой шины: *a*) система, сведенная к трем станциям, подключенным к шине расходов; *b*) векторная диаграмма токов на шине расходов.

Рис. 8. — Векторная диаграмма токов на шине расходов. Последовательные режимы в случае критерия $\frac{dQ}{dU}$.

Рис. 9. — Построение векторных диаграмм токов на шине расходов для последовательных режимов системы, сведенной к двум эквивалентным группам в случае применения критерия $\frac{dP}{dU}$ при $Q_s = KU^2$.

Рис. 10. — Построение векторных диаграмм токов на шине расходов для последовательных режимов системы, сведенной к четырем эквивалентным группам, в случае применения критерия $\frac{dP}{dU}$ при $Q_s = KU^2$: *a*) предположение *a* ; *b*) предположение *b*.

Рис. 11. — Определение векторных диаграмм для последовательных режимов в случае изменения реактивной нагрузки по характеристике $Q_s = K_1U^2 + K_2U + K_3$.

Рис. 12. — Графическое построение для определения производной $\frac{dQ}{dU}$.

Рис. 13. — Определение критического напряжения.

Рис. 14. — Статические характеристики реактивных мощностей, соответствующих последовательным режимам.

Рис. 15.— Система, сведенная к трем станциям, подключенным к шине расходов.

COMPARAISON ENTRE LA MÉTHODE DE L'«ANALYSE GRAPHIQUE» ET LES MÉTHODES CLASSIQUES APPLIQUÉES AUX PROBLÈMES DE STABILITÉ STATIQUE

RÉSUMÉ

Ce travail représente une étude critique des méthodes de calcul qui peuvent servir à déterminer la stabilité statique des régimes des systèmes énergétiques.

On fait un exposé succinct des méthodes de calcul analytiques connues, caractérisées par l'application des critériums pratiques $\frac{dP}{d\delta}$, $\frac{dP}{dU}$ et

$\frac{dQ}{dU}$ et l'on tente d'établir le domaine d'application de chacun de ces critériums.

En utilisant le diagramme vectoriel des courants dans la barre de distribution, on donne une solution graphique des méthodes de calcul analytiques.

On indique la manière d'utiliser la méthode de l'«analyse graphique» de P. Dimo dans le domaine des critériums $\frac{dQ}{dU}$ et $\frac{dP}{dU}$.

On fait ressortir les différences entre les diverses méthodes de calcul, aussi bien que les avantages offerts par l'application des méthodes de calcul graphiques au calcul de la stabilité statique.

L'annexe donne, à titre de comparaison, les résultats obtenus lors de l'étude de la stabilité statique d'une barre de distribution, tant par la méthode de l'«analyse graphique», que par une méthode classique de calcul — par le critérium $\frac{dQ}{dU}$ (solution graphique).

EXPLICATION DES FIGURES

Fig. 1. — Caractéristique idéale de la puissance (f.e.m. = const.).

Fig. 2. — Caractéristique réelle de la puissance (f.e.m. = const.).

Fig. 3. — Application du critérium $\frac{dP}{dU}$: *a*) système réduit à deux centrales débitant sur une barre de distribution ; *b*) caractéristiques de la puissance, fonction de la tension.

Fig. 4. — Caractéristiques de la puissance réactive (déséquilibre fictif de la puissance réactive).

Fig. 5. — Caractéristiques des puissances réactives, correspondant aux régimes successifs (détermination du régime limite).

Fig. 6. — Représentation de la machine synchrone par les courants de court-circuit, en négligeant la résistance active.

Fig. 7. — Diagramme vectoriel de la barre étudiée : *a*) système réduit à trois centrales débitant sur une barre de distribution ; *b*) diagramme vectoriel des courants dans la barre de distribution.

Fig. 8. — Diagramme vectoriel des courants dans la barre de distribution. Régimes successifs dans le cas du critérium $\frac{dQ}{dU}$.

Fig. 9. — Construction des diagrammes vectoriels des courants dans la barre de distribution, pour les régimes successifs du système réduit à deux groupes équivalents, lors de l'application du critérium $\frac{dP}{dU}$ pour $Q_s = KU^2$.

Fig. 10. — Construction des diagrammes vectoriels des courants dans la barre de distribution pour les régimes successifs du système réduit à quatre groupes équivalents, lors de l'application du critérium $\frac{dP}{dU}$ pour $Q_s = KU^2$. *a*) Hypothèse *a* ; *b*) hypothèse *b*.

Fig. 11. — Détermination des diagrammes vectoriels pour les régimes successifs lorsque la charge réactive varie selon la caractéristique $Q_s = K_1U^2 + K_2U + K_3$.

Fig. 12. — Construction graphique pour déterminer la dérivée $\frac{dQ}{dU}$.

Fig. 13. — Détermination de la tension critique.

Fig. 14. — Caractéristiques statiques des puissances réactives, correspondant aux régimes successifs.

Fig. 15. — Système réduit à trois centrales débitant sur la barre de distribution.

BIBLIOGRAFIE

1. P. DIMO, *Reprezentarea mașinii sincrone prin curenții săi de scurtcircuit.* Energetica, *10* 471 (1956).
2. — *O cale nouă pentru aprecierea stabilității sistemelor energetice.* Studii și cercetări de energetică, V, *1*, 121 (1955).
3. — *L'analyseur graphique* CIGRE, session 1958, rap. 302.
4. — *Separarea nodurilor cu utilizarea curenților de scurtcircuit, metodă unitară pentru analiza sistemelor electroenergetice. Partea I. Analizatorul grafic.* Studii și cercetări de energetică, III, *3*, 451 (1958).
5. F. MANEA, *Studiul comparativ al unei noi căi de apreciere a stabilității.* Studii și cercetări de energetică, V, *1—2*, 121 (1955).
6. И. М. МАРКОВИЧ, *Энергетические системы и их режимы.* Государственное энергетическое издательство, Москва-Ленинград, 1952.
7. П. С. ЖДАНОВ, *Устойчивость электрических систем.* Государственное энергетическое издательство, Москва-Ленинград, 1948.
8. P. DIMO, *Analiza sistemelor electroenergetice prin separarea nodurilor și folosirea curenților de scurtcircuit.* Ed. tehnică, București, 1959.
9. И. С. БРУК, И. М. МАРКОВИЧ, *О статической устойчивости сложных электрических систем.* Электричество, 9 (1959).
10. F. MANEA, *Condiții limită de stabilitate statică a sistemelor electroenergetice.* Studii și cercetări de energetică, VI, *3* (1956).

MĂCINABILITATEA UNOR CĂRBUNI DIN R.P.R.

ECHIVALENȚA COEFICIENȚILOR DE MĂCINABILITATE DETERMINAȚI PRIN METODELE MORII VENTILATOR ȘI CEI DETERMINAȚI PRIN METODELE INTERNAȚIONALE

DE

I. CARABOGDAN

În notele I [1] și II [2] au fost dați coeficienții de măcinabilitate ai unor sorturi de cărbuni românești, determinați prin metoda morii cu bile I. E. și metoda morii ventilator. Pentru determinarea relației de transformare a coeficienților de măcinabilitate stabiliți prin aceste metode și cei obținuți prin metodele internaționale (V.T.I., T.K.T.I., A.S.T.M., Hardgrove etc.) a fost necesară efectuarea unor experiențe în scopul determinării echivalenței dintre aceștia. Astfel au fost efectuate probe paralele pe instalația morii ventilator propusă de Institutul de energetică și pe o instalație V.T.I. originală.

Probele de etalonare pe modelul V.T.I. au fost făcute în cadrul N.I.I.T.I.G.-ului *) sub conducerea lui S t. P o p o v. Au fost determinați astfel coeficienții de măcinabilitate a șase sorturi de cărbuni, dintre care trei românești și trei bulgărești. Pentru determinările făcute pe ambele instalații, fiecare probă a avut același conținut de umiditate și de cenușă (rezultatele obținute sînt fixate în prima parte a diagramei din figura 1).

În urma acestor probe de etalonare pentru coeficienții de măcinabilitate determinați cu ajutorul morii ventilator și cei determinați cu modelul V.T.I. s-a obținut relația de transformare

$$m_v = 1{,}625\, m_{\text{V.T.I.}} - 0{,}35, \qquad (1)$$

în care $m_{\text{V.T.I.}}$ este coeficientul de măcinabilitate determinat cu ajutorul morii cu bile V.T.I.

Cunoscînd această relație și relațiile existente între coeficienții de măcinabilitate V.T.I. și cei determinați prin celelalte metode, se poate construi diagrama din figura 1.

Cu ajutorul relației (1) au fost calculați coeficienții de măcinabilitate V.T.I. pentru acele sorturi de cărbuni românești a căror rezistență la măcinare a fost determinată cu ajutorul modelului de moară ventilator. Rezultatele obținute sînt date în tabelă.

---

*) Naucino Izsledovatelskia Institut za Tehnolojki Izsledovania na Gorivata (Sofia).

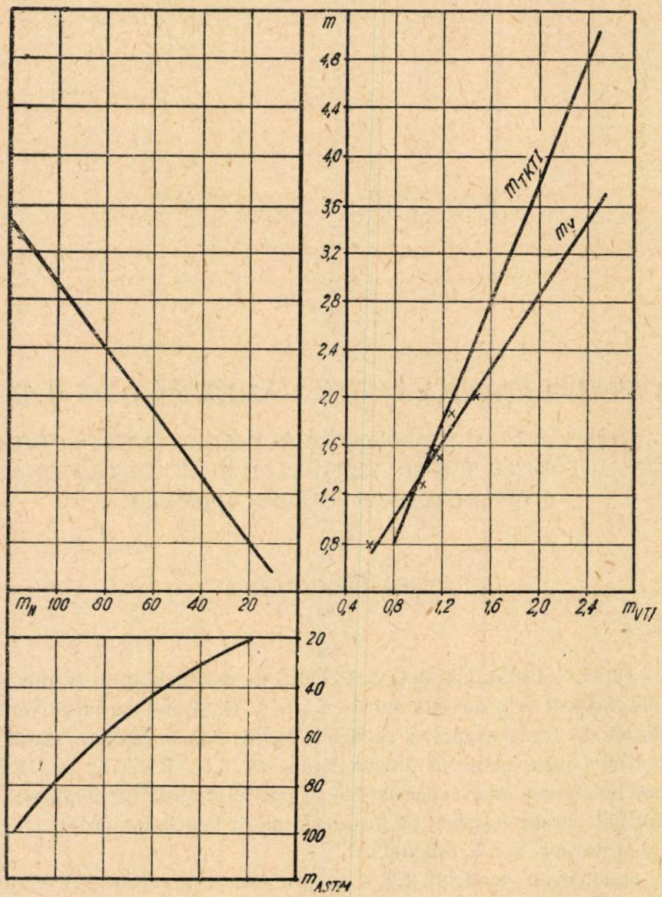


Fig. 1

Cărbunele	W %	A %	m_v	$m_{V.T.I.}$
Schitu Goleşti	11,16	31,34	0,90	0,77
Căpeni	13,43	28,71	1,05	0,86
Rovinari	9,02	40,30	1,28	1,00
Filipeştii de Pădure	12,23	49,74	1,29	1,01
Sărmăşag	11,75	30,15	1,30	1,02
Chiejd	10,38	43,33	1,47	1,12
Lonea *)	4,08	34,00	1,93	1,40
Uricani *)	2,06	42,8	2,00	1,45
Lupeni *)	1,69	32,70	2,03	1,47
Aninoasa *)	3,22	27,42	2,08	1,49
Petrila *)	2,21	28,50	2,10	1.51

*) Coeficienţii de măcinabilitate au fost determinaţi pentru producţia curentă a minelor respective.

Din analiza acestor valori se constata rezistenţa mare la măcinare a ligniţilor şi în special a celor de Schitu Goleşti, faţă de ceilalţi cărbuni studiaţi. Încercările practice efectuate pe o instalaţie industrială au confirmat acest lucru [3].

Comparînd rezistenţa la măcinare a ligniţilor romîneşti cu cei din R.P. Bulgaria, R. Cehoslovacă şi U.R.S.S. [4], [5], [6] luaţi aproximativ la acelaşi conţinut de umiditate şi cenuşă, se observă că ligniţii noştri sînt mult mai rezistenţi la măcinare.

Avînd în vedere variaţia, în limite largi, a valorilor coeficienţilor de măcinabilitate pentru diferiţi cărbuni sau chiar pentru acelaşi sort de cărbune, însă la diferite umidităţi, alegerea, proiectarea şi exploatarea instalaţiilor de preparare a prafului de cărbune impun determinarea prealabilă a coeficientului de măcinabilitate pentru cărbunele dat. Numai astfel se va putea găsi o soluţie justă şi în acelaşi timp economică.

РАЗМОЛОСПОСОБНОСТЬ НЕКОТОРЫХ УГЛЕЙ РУМЫНСКОЙ НАРОДНОЙ РЕСПУБЛИКИ. ЭКВИВАЛЕНТНОСТЬ КОЭФФИЦИЕНТОВ РАЗМОЛОСПОСОБНОСТИ РУМЫНСКИХ УГЛЕЙ, ОПРЕДЕЛЯЕМЫХ ПО МЕТОДАМ МЕЛЮЩЕГО ВЕНТИЛЯТОРА И ПО МЕЖДУНАРОДНЫМ МЕТОДАМ

КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ

В настоящей заметке приведены результаты эталонирования установки мелющего вентилятора при помощи установки ВТИ. Вместе с тем даются также и коэффициенты размолоспособности, определенные обоими методами для наиболее характерных сортов румынских углей.

L'APTITUDE AU BROYAGE DE CERTAINS CHARBONS DE LA RÉPUBLIQUE POPULAIRE ROUMAINE. ÉQUIVALENCE DES COEFFICIENTS DE BROYAGE DÉTERMINÉS PAR LES MÉTHODES DU MOULIN VENTILATEUR ET DES MÊMES, DÉTERMINÉS PAR LES MÉTHODES INTERNATIONALES

RÉSUMÉ

Dans la note présente on indique les résultats de l'étalonnage du moulin ventilateur au moyen de l'installation V.T.I. On donne en outre les coefficients de broyage, obtenus par chacune de ces méthodes, pour les charbons roumains les plus caractéristiques.

BIBLIOGRAFIE

1. D. Buimovici, D. Bîcleşeanu. *Măcinabilitatea cărbunilor din R.P.R.* I. *Metoda morii cu bile.* Studii şi cercetări de energetică, **VII**, *3*, 411 (1957).
2. I. Carabogdan, *Măcinabilitatea cărbunilor din R.P.R.* II. *Metoda morii ventilator.* Studii şi cercetări de energetică, **IX**, *1*, 21 (1959).
3. N. Pănoiu, I. Carabogdan, C. Cazacu, *Aspecte ale măcinării ligniţilor în mori cu ciocane.* Studii şi cercetări de energetică, **VIII**, *4*, 337 (1958).
4. St. A. Popov, *Smelaemost na maşite lignitori vîghişcea.* Godişnic N.I.I.T.I.G., Sofia, 1956.
5. D. Votacek, *Melitelnost tuhyeh paliv.* Energhetika, *7*, *17* (1956).
6. *** ТКТЛ – ВТИ. Нормы расчета и проектирования пылеприготовительных установок. Госэнергоиздат, Москва-Ленинград, 1958.

SESIUNEA DE COMUNICĂRI A INSTITUTULUI DE ENERGETICĂ AL ACADEMIEI R.P.R. DIN 17—18 APRILIE 1959

Pentru a pune cît mai repede la dispoziția cercurilor tehnice și a industriei rezultatele cercetărilor, institutele de cercetări ale Academiei R.P.R. organizează periodic sesiuni de comunicări publice. Pe linia acestei metode de valorificare a rezultatelor muncii de cercetare, Institutul de energetică a organizat în zilele de 17 și 18 aprilie a.c. o sesiune de comunicări la sediul Institutului și la Casa oamenilor de știință, la care au participat membrii ai Academiei, cercetători ai institutelor tehnice ale Academiei, oameni de știință precum și numeroși invitați din întreprinderile și instituțiile din Capitală.

Ședința de deschidere a fost prezidată de acad. I. S. Gheorghiu, vicepreședinte al Academiei R.P.R., iar cuvîntul de deschidere a fost rostit de prof. R. Răduleț, directorul Institutului, care a prezentat o analiză a realizării planului Institutului de energetică pe anul 1958. Din raport a reieșit că ghidîndu-se după hotărîrile Partidului și Guvernului, cercetările au fost orientate spre principalele probleme ale economiei naționale. S-au menționat lucrările meritorii, pe anul 1958, dintre care relevăm : *Teoria analitică a sistemelor de reglare automată* de M. Popov, *Studiul experimental al camerei de amestec al compresorului cu jet* de V. Pimsner și C. A. Vasilescu, *Aplicarea mărimii exergie în studiul combustibililor solizi* de D. Buimovici, *Inventarierea resurselor energetice* și *Stabilirea dinamicii consumului de energie și căldură în industrie*, lucrări conduse de prof. M. Bercovici, *Cercetări asupra cazanului Vuia modificat de 1 t/h* ș. a.

În anul 1958, legăturile cu celelalte institute similare din străinătate au crescut simțitor. S-a colaborat cu Academia de Științe a U.R.S.S., laboratorul de energetică al Academiei de Științe din R. Cehoslovacă și alte institute similare. Schimbul de publicații a fost de asemenea mult extins, ajungîndu-se la cifra de 265 de reviste.

Pe anul 1959 s-a prevăzut întărirea legăturilor cu străinătatea, insistîndu-se în special pe necesitatea stabilirii unei corespondențe cu institutele Academiei U.R.S.S. și cu institutele similare din țările de democrație populară.

Raportul a dat o deosebită atenție creșterii cadrelor tinere din Institut, menționînd că peste 50% din personalul științific îl formează tinerii, care au absolvit de 3 sau 4 ani institutele de învățămînt superior. S-a preconizat popularizarea în mai mare măsură a lucrărilor cercetătorilor tineri, stimulîndu-se astfel eforturile depuse de aceștia, și acordarea unei deosebite atenții pregătirii și îndrumării lor de către membrii Academiei și profesorii care activează în Institut.

La discuțiile pe marginea raportului, prof. M. Bercovici, membru corespondent al Academiei R.P.R., a propus a se studia în mod temeinic gazeificarea subterană a ligniților. Totodată

vorbitorul a subliniat importanța raționalizării consumului de energie. A. Vasilescu, șef de sector, a subliniat importanța raționalizării arderii combustibililor la motoare, arătînd rezultatele experiențelor și propunînd extinderea aplicării metodelor raționale de ardere a combustibililor la parcurile de mașini din țară. C. Nagy, șef de sector, a scos în evidență necesitatea studierii pe viitor a resurselor energetice din țară și a raționalizării lor.

În ceea ce privește documentarea, cercetătorul F. Westfried a vorbit despre metoda pe care o aplică sectorul termoenergetic în studierea documentației și anume, arătînd că fiecărui cercetător îi sînt repartizate reviste pe care trebuie să le consulte în mod obligatoriu și să informeze apoi colectivul despre conținutul lor. Discuțiile au dezbătut principalele aspecte ale muncii de cercetare, propunerile făcute constituind un prețios ajutor pentru activitatea de viitor.

Comunicările au fost organizate pe două grupe:

A. Secțiile de electroenergetică și energetică generală;

B. Secția de termoenergetică și combustibili.

La grupa A s-au prezentat următoarele comunicări:

1. M. Marinescu, *Încercări asupra rezonanței dinamice cu motor rotativ.* În lucrare s-a atacat într-un mod original problema rezonanței dinamice. Discutînd această problemă, ing. V. Bunea, de la uzinele „Clement Gottwald", a scos în evidență rolul condensatoarelor în circuitele rezonante.

2. C. Bălă, *Modelizarea mașinii asincrone.* Lucrarea prezintă interes pentru întreprinderile care au centrale proprii și la care este necesar a se studia funcționarea rețelei proprii (fabricile de zahăr, de hîrtie etc.).

3. C. Apetrei, *Caracteristici tehnico-economice ale mașinilor sincrone cu sistem de răcire directă.* Lucrarea prezintă problema răcirii directe la motoarele sincrone, avantajele acestui sistem, precum și perspectivele de utilizare în construcția mașinilor românești sincrone. Ing. V. Bunea în discuțiile asupra acestei lucrări a scos în evidență posibilitățile de aplicare a acestui sistem la noi în țară.

4. A. Fransua, *Teoria fizică a servomotorului bifazat cu rotorul în formă de pahar.* În lucrare, s-a expus teoria fizică a servomotorului bifazat, importantă pentru realizarea elementelor necesare sistemelor automate de comandă și de urmărire. Discuții interesante, ridicate de ing. V. Bunea, s-au purtat pe marginea acestei lucrări privind: dimensiunile paharului și în special a peretelui extrem de subțire (0,15—0,35 mm), care implică deosebită precizie în timpul prelucrării (grosimea variază cu puterea servomotorului). Discuții au mai fost purtate pe marginea lucrării de către ing. Hermina Albert și ing. L. Groza.

5. S. Ionescu, P. Nicolae, M. Pomîrleanu, *Principii de bază ale reglării automate a frecvenței în sistemele electroenergetice.* În lucrarea prezentată s-au dat principiile comune tuturor modurilor de reglare automată a frecvenței și puterii realizate în diverse țări.

6. F. Manea, *Regimuri tranzitorii de funcționare asincronă a mașinii sincrone.* Autorul atacă într-un mod original regimurile tranzitorii de funcționare asincronă a mașinii sincrone utilizînd calculul matricial; rezultatele obținute sînt mai generale decît cele cunoscute și prezentate în mod intuitiv.

7. G. Drăgan, B. Popa, *Ridicarea caracteristicii tensiune-timp a izolatoarelor electrice.* În lucrare s-a expus o metodă experimentată de ridicare a caracteristicii tensiune-timp la izolatoare, care reprezintă o metodă mai simplă decît cele cunoscute din literatură. Prof. A. Avramescu, membru corespondent al Academiei R.P.R., a făcut unele observații asupra metodicei utilizate, propunînd a se încerca și alte metode.

8. M. Bercovici, C. Nagy, T. Miclescu, S. Manea, *Metode statistico-matematice pentru determinarea dinamicii consumului de energie.* S-au studiat corelațiile între consumurile de energie și unii indici economici sintetici. S-au găsit atît pentru R.P.R. cît și pentru alte țări

socialiste corelații deosebit de strînse. Pentru exprimarea acestor corelații, s-au întrebuințat forme noi de funcții neîntrebuințate în literatura de specialitate cu ajutorul cărora s-au obținut abateri standard între 1—5%. S-a găsit că aceste corelații dau rezultate foarte bune pentru țări cu economie socialistă. În cadrul acestei lucrări, T. Miclescu a expus o metodă matematică pentru determinarea preciziei unei prognoze în funcție de timp. La discuții asupra lucrării au participat prof. A. Avramescu, ing. I. Safier și ing. M. Podani. Prof. A. Avramescu a propus studierea și a altor funcții și corelații între producția de energie primară și indicii economici. Comunicarea a fost solicitată de Comitetul de Stat al Planificării.

9. A. Dumitrescu, M. Elefterescu, St. Kovács, *Echivalența și comparația economică a proceselor energointensive.* În lucrare s-au studiat procesele în care energia are o pondere importantă în prețul de cost. A fost scos în evidență modul cum se poate reduce prețul de cost prin utilizarea rațională a anumitor purtători de energie. S-au analizat aceste procese din punctul de vedere al efortului financiar și s-a dat o metodă de alegere a variantei celei mai eficiente din punct de vedere economic. Lucrarea de mai sus poate fi aplicată pentru studiile de perspectivă, permițînd alegerea proceselor tehnologice, respectiv a agregatelor celor mai eficiente.

La grupa B s-au prezentat următoarele comunicări:

1. D. Grecov, *Studiu asupra determinării presiunii optime de supraîncălzire intermediară în centrale electrice de mare putere.* Această lucrare prezintă o importanță teoretică, constituind aspecte din lucrarea de dizertație a autorului.

2. I. Carabogdan, *Măcinabilitatea unor cărbuni din R.P.R.* Comunicarea a prezentat coeficienții de măcinabilitate ai principalelor sorturi de cărbune din țara noastră. S-a expus în continuare comparația între metoda morii ventilator și metodele internaționale din acest domeniu. Discuțiile la care au participat prof. I. Blum și ing. M. Rosenberg au reliefat importanța acestor studii pentru industria noastră de cazane, menționîndu-se în același timp necesitatea de a se extinde cercetările prezentate la toate sorturile de cărbuni existenți în țară.

3. V. Ghia, *Calculul economiei de combustibil ce se obține prin utilizarea recuperatoarelor la unele cuptoare.* Reluînd o temă deosebit de importantă pentru economia noastră, autorul a prezentat o nouă metodă de calcul, a recuperatoarelor care conduce la însemnate economii.

4. N. Pănoiu, *Aspecte ale arderii gazelor naturale în focarele tubulare.* Comunicarea a prezentat rezultatele obținute la experimentarea unor tuburi, avînd lungimea variabilă, în care a fost amplasat un stabilizator de flacără. Încercările efectuate au reprezentat o primă fază a studiului stabilității procesului de ardere în această categorie de arzătoare tunel. La discuții au participat prof. I. Blum, ing. C. Nerescu și ing. V. Pimsner, care și-au adus contribuția în propunerea de lărgire a domeniului de cercetare a acestor probleme de o deosebită importanță pentru economia națională.

5. V. Pimsner, A. C. Vasilescu, Al. Maior, *Aspecte ale studiului arderii combustibililor de turbomotoare.* Lucrarea precizează obiectivele ce urmează a fi cercetate în funcție de utilizarea combustibilului ca și problemele specifice țării noastre în acest domeniu al tehnicii.

6. I. Blum, Fr. Bolchi, G. Muscă, *Studiul gazeificării mărunților de cocs pe gazogene industriale.* Lucrarea a prezentat cîteva aspecte ale problemei dificile de îmbunătățire a randamentului gazogenelor prin stabilirea domeniului de temperaturi optime, de injecție a aburului în instalație, cît și a influenței caracteristicilor termofizice ale cocsului romînesc.

7. B. Ionescu-Șișești, C. Panaitescu, *Cercetări asupra vitritului, claritului și carbargilitului cărbunelui din Valea Jiului.* Cercetările petrografice ale cărbunelui de Valea Jiului au stabilit componentele caracteristice ale acestor cărbuni contribuind la posibilitatea clasificării lor în scara internațională. Din discuțiile purtate de ing. M. Rosenberg a rezultat importanța deosebită a acestui studiu pentru industria carboniferă și pentru colaborarea pe plan internațional în domeniul petrografiei și chimiei combustibililor solizi.

8. G. Bărănescu, M. Soare, L. Teodorescu, C. A. Vasilescu, *O metodă pentru îmbunătățirea funcționării motoarelor cu aprindere prin compresie la sarcini reduse.* S-au expus premisele teoretice ale metodei și posibilitățile de mărire a economicității motorului prin recircularea gazelor arse. Luînd cuvîntul în cadrul discuțiilor, prof. R. Cernea a reliefat originalitatea lucrării și importanța ei.

9. C. A. Vasilescu, L. Teodorescu, *Folosirea gazelor de evacuare pentru îmbunătățirea funcționării motoarelor cu aprindere prin scînteie.* Reluînd metoda prezentată în comunicarea precedentă autorii au expus rezultatele obținute prin aplicarea acestei metode la încercarea motorului „Zis-120".

10. I. Ștefan, C. Vasiliu, *Influența echipamentului electric de aprindere asupra economicității în funcționare a motoarelor de camion.* În lucrare s-a scos în evidență influența hotărîtoare a prelucrării echipamentului electric asupra economicității motorului.

11. C. A. Vasilescu, L. Teodorescu, *Studiul arderii prin intermediul cercetării dinamicii dezvoltării căldurii.* Comunicarea a prezentat o metodă de studiere a procesului de ardere în motoare pe baza diagramelor indicate. Aceasta reprezintă o metodă perfecționată de calcul a parametrilor reali ai ciclului motorului. La discuții, ing. C. Nerescu și prof. R. Cernea au scos în evidență originalitatea lucrării și necesitatea continuării experiențelor în acest domeniu.

Lucrările ce au făcut obiectul acestei Sesiuni de comunicări științifice și care au fost enumerate mai sus, prin discuțiile purtate, s-au dovedit a fi actuale pentru industria noastră energetică. Urmînd calea trasată de Plenara C.C. al P.M.R. din 26—28 noiembrie 1958, prin problemele de cercetare atacate, Institutul de energetică al Academiei R.P.R. a promovat fundamentarea științifică a politicii energetice în țara noastră, contribuind astfel la opera de construire a socialismului.

C. Stănescu și *C. Cazacu*

C. I. PENESCU, *Automatica şi telemecanica sistemelor. energetice.* Ed. Acad. R.P.R., Bucureşti, 1959, vol. I, 770 p.

Judecînd după materialul acestui volum precum şi după tematica celorlalte două volume anunţate, această lucrare va forma o monografie de mari proporţii, fiind în acelaşi timp şi prima expunere originală tipărită în limba romînă tratînd un important domeniu din automatizările industriale.

Volumul I cuprinde trei părţi. Prima parte, de aproximativ 135 pagini, cu titlul *Consideraţii generale asupra aplicării automaticii şi telemecanicii în sistemele energetice*, cuprinde trei capitole. În primele două capitole (29 p.), se prezintă chestiuni generale în legătură cu subiectul tratat iar capitolul III (114 p.) se ocupă de aparatajul folosit în automatică şi telemecanică. Expunerea aparaturii folosită în acest domeniu cuprinde, într-o formă remarcabil de concisă, descrieri, caracteristici, informaţii, tehnica de detaliu pentru un număr mare de elemente de automatizare.

Partea a doua, *Teoria generală a sistemelor automate*, cuprinde în 210 pagini o expunere completă, de înalt nivel ştiinţific, a teoriei sistemelor de reglare liniare, formînd prima expunere tipărită în limba romînă a acestei teorii. Deşi se urmăreşte un plan devenit aproape clasic, totuşi. expunerea are uneori şi un aspect original, conţinînd lucrări ale autorului în acest domeniu. Trebuie remarcat în special capitolul IV „Evaluarea performanţelor sistemelor automate liniare în circuit închis", care cuprinde o prezentare a acestor probleme dificile într-o sinteză foarte reuşită.

Expunerea sistemelor neliniare ocupă un număr redus de pagini şi, ţinînd seama de importanţa pe care aceste sisteme o au în ultimul timp, ar fi fost de dorit să li se rezerve un spaţiu mai larg.

Partea a treia, *Automatizări în circuite închise şi reglarea automată în sistemele energetice*, cuprinzînd 420 pagini, reprezintă partea cea mai importantă a volumului. Planul acestei părţi, exemplele alese. ex punerea foarte documentată şi completă, denotă din partea autorului o temeinică cunoaştere a domeniului precum şi calităţi de sinteză deosebite. Tratînd un domeniu în care sînt puţine lucrări de sinteză în literatura mondială, realizarea autorului este deosebit de meritorie. Trebuie de asemenea semnalat că în această parte sînt cuprinse contribuţii originale ale autorului în diferite domenii ale automatizărilor energetice.

În capitolul introductiv se face o analiză a regimurilor tranzitorii şi staţionare în sistemele energetice şi se arată importanţa lor. Analiza făcută în particular asupra efectelor perturbaţiilor este foarte completă şi serveşte ca o bază pentru restul capitolelor.

Capitolul II şi următoarele tratează materia specifică acestei lucrări, începînd cu reglarea automată a tensiunii şi a puterii reactive.

După unele considerații generale asupra sistemelor de reglare respective, se face un studiu amănunțit al sistemelor electromecanice, electrice și electromagnetice, întrebuințîndu-se numeroase din metodele expuse în partea a doua a volumului. Se dă aici o descriere amănunțită a diferitelor aparaturi întîlnite. Unele din studiile teoretice cuprinse în acest capitol reprezintă contribuții originale ale autorului.

Capitolul IX „Reglarea automată a frecvenței și puterii active" trebuie considerat ca una din părțile cele mai originale ale întregului volum.

Capitolul începe prin explicarea necesității menținerii frecvenței în limite foarte strînse, făcîndu-se o analiză amănunțită din punct de vedere tehnico-economic.

Studiul caracteristicilor principale ale instalațiilor de reglare și ale regulatoarelor cuprinde, în afară de o descriere sumară a construcțiilor respective, și un studiu detaliat al comportării dinamice a acestora.

În acest capitol este cuprins și studiul sistemelor de reglare electromecanice, electrice și electromagnetice, insistîndu-se îndeosebi asupra realizărilor de concepție modernă.

Menționăm de asemenea ultima parte a capitolului și anume „Stabilizarea statică a sistemelor de reglare a frecvenței".

Obiecțiile care se pot aduce lucrării sînt următoarele:

Avantajele introducerii automaticii și telemecanicii în sistemele energetice sînt expuse în numai 4 pagini. Pentru importanța aspectelor economice respective, a importanței investițiilor cerute de automatizare și telemecanizare, spațiul rezervat pentru expunerea avantajelor acestei noi tehnici îl considerăm mult prea redus. S-ar putea ca în intenția autorului să fie completarea ulterioară a acestei părți în celelalte volume.

În ceea ce privește terminologia, credem că introducerea termenilor „organ de acționare" și „organ de execuție", ar putea da loc la confuzii.

Introducerea funcției de transfer credem că ar fi trebuit să fie prezentată mai strîns legată de exprimarea prin ecuații diferențiale a comportării sistemului automat. În acest fel ar fi fost posibilă și o mai riguroasă comentare a influenței condițiilor inițiale.

Din punctul de vedere al editării, lucrarea reprezintă un succes pentru Editura Academiei R.P.R., atît în ceea ce privește textul și formulele, cît și în ceea ce privește calitatea figurilor introduse.

În concluzie, volumul, bazat pe o completă documentare tehnică de specialitate, pe o bogată experiență și practică personală în domeniu, reprezintă din punct de vedere științific și tehnic o importantă lucrare de sinteză la nivelul mondial al publicațiilor privind automatizarea și telemecanizarea sistemelor energetice.

Apariția volumului va fi desigur salutată cu satisfacție de către inginerii, tehnicienii și specialiștii în domeniul sistemelor energetice, domeniu atît de important și în plină dezvoltare.

Ilie Papadache

F 923

ACADEMIA REPUBLICII POPULARE ROMÎNE
INSTITUTUL DE ENERGETICĂ

REFERALVA
R

STUDII ŞI CERCETĂRI DE

ENERGETICĂ

4
ANUL IX
1959

EDITURA ACADEMIEI REPUBLICII POPULARE ROMÎNE

ACADEMIA REPUBLICII POPULARE ROMÎNE
INSTITUTUL DE ENERGETICĂ

MŰSZAKI KÖNYVTÁR-OSZTÁLY 1883

STUDII ŞI CERCETĂRI DE ENERGETICĂ

4

ANUL IX

1959

EDITURA ACADEMIEI REPUBLICII POPULARE ROMÎNE

COMITETUL DE REDACȚIE

R. RĂDULEȚ, membru corespondent al Academiei R.P.R. — *redactor responsabil*; M. BERCOVICI, membru corespondent al Academiei R.P.R.; M. MARINESCU, membru corespondent al Academiei R.P.R.; C. DINCULESCU, membru corespondent al Academiei R.P.R.; A. AVRAMESCU, membru corespondent al Academiei R.P.R.; C. APETREI; G. BĂRĂNESCU; I. BLUM; T. IONESCU; E. ARIE.

STUDII ȘI CERCETĂRI DE ENERGETICĂ
APARE DE 4 ORI PE AN
Redacția: BUCUREȘTI, Șos. Vitan nr. 236

ACADEMIA REPUBLICII POPULARE ROMÎNE
INSTITUTUL DE ENERGETICĂ

STUDII ŞI CERCETĂRI DE ENERGETICĂ

Tomul IX, nr. 4 1959

SUMAR

Pag.

ENERGETICĂ GENERALĂ

D. PAVEL, Principiile şi metodologia aplicate în studiul resurselor hidroenergetice 545

TERMOENERGETICĂ ŞI TERMOTEHNICĂ

VICTOR V. GHIA, Economia de combustibil ce se obţine prin utilizarea recuperatoarelor la cuptoare 559

CĂLIN ADRIAN VASILESCU şi VICTOR PIMSNER, Asupra calculului evoluţiei izontropice cu ajutorul tabelelor proprietăţilor termodinamice ale gazelor perfecte 571

N. ANTONESCU, C. HAIDUC şi L. COSTEA, Aspecte din cercetarea şi realizarea cazanului industrial Vuia I.E. 1 t/h 579

N. PĂNOIU, I. CARABOGDAN, G. SINGER şi C. CAZACU, Unele probleme ale măcinării ligniţilor cu ajutorul morii ventilator 593

G. BĂRĂNESCU, M. SOARE, L. TEODORESCU şi C. A. VASILESCU , O metodă pentru îmbunătăţirea funcţionării motoarelor cu aprindere prin compresie la sarcini reduse 603

AL. POPESCU şi I. CARABOGDAN, Asupra preciziei determinării ·itezei de cădere a unei sfere într-un mediu viscos cu ajutorul izotopilor r ·ctivi . 623

TEHNOLOGIA COMBUSTIBILILOR

I. BLUM, FR. BOLCHI, I. NISTOR şi FR. BARCA, Studiul însuşirilor de cocsificare ale cărbunilor din bazinul Văii Jiului. I. Studiul huilelor de gaz Lupeni 629

I. BLUM, FR. BOLCHI şi G. MUSCA, Indicii tehnologici ai procesului de fabricare a gazului mixt într-o unitate industrială din R.P.R. 635

ELECTROENERGETICĂ ŞI ELECTROTEHNICĂ

V. M. POPOV, Criterii suficiente de stabilitate asimptotică în mare pentru sistemele automate neliniare cu mai multe organe de execuţie 647

C. APETREI, Variaţia indicilor tehnico-economici ai maşinii sincrone cu sistem de răcire direct 681

C. V. BĂLĂ, Modelizarea electrodinamică a maşinii asincrone trifazate 699

C. V. BĂLĂ, Maşina serie cu colector folosită în regim de compensator de rezistenţă. Încercări experimentale 713

NOTE 719

G. M. KRJIJNOVSKI 725

RECENZII 729

EDITURA ACADEMIEI REPUBLICII POPULARE ROMÎNE

ACADÉMIE DE LA RÉPUBLIQUE POPULAIRE ROUMAINE
INSTITUT D'ÉNERGÉTIQUE

ÉTUDES ET RECHERCHES D'ÉNERGÉTIQUE

Tome IX, n° 4 1959

SOMMAIRE

Page

ÉNERGÉTIQUE GÉNÉRALE

D. PAVEL, Les principes et la méthodologie appliqués à l'étude des ressources hydro-énergétiques 545

THERMOÉNERGÉTIQUE ET THERMOTECHNIQUE

VICTOR V. GHIA, Economie de combustible obtenue par l'utilisation des récupérateurs dans les fours 559

CĂLIN ADRIAN VASILESCU et VICTOR PIMSNER, Du calcul de l'évolution isentropique au moyen des tableaux des propriétés thermodynamiques des gaz parfaits 571

N. ANTONESCU, C. HAIDUC et L. COSTEA, Observations concernant l'étude et la réalisation de la chaudière industrielle Vuia I.E. de 1 t/h 579

N. PĂNOIU, I. CARABOGDAN, G. SINGER et C. CAZACU, Quelques problèmes concernant le broyage des lignites au moyen d'un broyeur-ventilateur 593

G. BĂRĂNESCU, M. SOARE, L. TEODORESCU et C. A. VASILESCU, Méthode pour améliorer le fonctionnement à des charges réduites des moteurs à allumage par compression 603

AL. POPESCU et I. CARABOGDAN, Précision de la détermination, au moyen des isotopes radioactifs, de la vitesse de chute d'une bille à travers un milieu visqueux 623

TECHNOLOGIE DES COMBUSTIBLES

I. BLUM, FR. BOLCHI, I. NISTOR et FR. BARCA, Etude des propriétés de cokéfaction des charbons du bassin de la vallée du Jiu. I. Etudes des houilles à gaz de Lupeni 629

I. BLUM, FR. BOLCHI et G. MUSCA, Indices technologiques du processus de fabrication dans un établissement industriel de la République Populaire Roumaine 635

ÉLECTROÉNERGÉTIQUE ET ÉLECTROTECHNIQUE

V. M. POPOV, Critériums suffisants de stabilité asymptotique en grand pour les systèmes automatiques non linéaires à plusieurs organes d'exécution . . . 647

C. APETREI, Variation des indices techniques et économiques de la machine synchrone à refroidissement direct 681

C. V. BĂLĂ, Modèle électrodynamique de la machine asynchrone triphasée . . 699

C. V. BĂLĂ, Machine à collecteur, à excitation en série, fonctionnant en régime compensateur de résistance. Essais expérimentaux 713

NOTES 719

G. M. KRJIJANOVSKI 725

COMPTES RENDUS 729

ÉDITIONS DE L'ACADÉMIE DE LA RÉPUBLIQUE POPULAIRE ROUMAINE

АКАДЕМИЯ РУМЫНСКОЙ НАРОДНОЙ РЕСПУБЛИКИ
ИНСТИТУТ ЭНЕРГЕТИКИ

ТРУДЫ И ИССЛЕДОВАНИЯ ПО ЭНЕРГЕТИКЕ

Том IX, № 4 1959

СОДЕРЖАНИЕ

Стр.

ОБЩАЯ ЭНЕРГЕТИКА

Д. ПАВЕЛ, Основы и методика исследования гидроэнергетических ресурсов 545

ТЕПЛОЭНЕРГЕТИКА И ТЕПЛОТЕХНИКА

ВИКТОР В. ГИЯ, Экономия топлива, получаемая в результате использования рекуператоров в печах 559

КЭЛИН АДРИАН ВАСИЛЕСКУ и ВИКТОР ПИМСНЕР, О расчете изентропного процесса с помощью таблиц термодинамических свойств совершенных газов 571

Н. АНТОНЕСКУ, К. ГАЙДУК и Л. КОСТЯ, Некоторые данные по исследованию и конструированию парового котла Вуя И. Е., производительностью 1 т/ч, для промышленных установок . . . 579

Н. ПЭНОЮ, И. КАРАБОГДАН, Г. ЗИНГЕР и К. КАЗАКУ, Некоторые вопросы размола лигнитов при помощи мелющего вентилятора 593

Г. БЭРЭНЕСКУ, М. СОАРЕ, Л. ТЕОДОРЕСКУ и К. А. ВАСИЛЕСКУ, Метод улучшения работы двигателей внутреннего сгорания с воспламенением от сжатия при неполной нагрузке 603

А. ПОПЕСКУ и И. КАРАБОГДАН, К вопросу о точности определения скорости падения шарика в вязкой среде при помощи радиоактивных изотопов 623

ТЕХНОЛОГИЯ ТОПЛИВА

И. БЛЮМ, Ф. БОЛКИ, Ф. БАРКА и И. НИСТОР, Изучение коксуемости углей из бассейна Валя Жиулуй. I. Исследование каменноугольных газов шахты Лупень 629

И. БЛЮМ, Ф. БОЛКИ и Г. МУСКА, Технологические показатели процесса производства смешанного газа на одном из промышленных предприятий Румынской Народной Республики 635

ЭЛЕКТРОЭНЕРГЕТИКА И ЭЛЕКТРОТЕХНИКА

В. М. ПОПОВ, Достаточные критерии асимптотической устойчивости в целом для автоматических нелинейных систем с несколькими исполнительными органами 647

К. АПЕТРЕЙ, Изменение технико-экономических показателей синхронной машины с системой непосредственного охлаждения . . 681

К. БЭЛЭ, Электродинамическое моделирование трехфазной асинхронной машины 699

К. БЭЛЭ, Серийные электрические машины с коллектором, используемые как компенсатор сопротивления. Экспериментальные испытания 713

ЗАМЕТКИ 719

Г. М. КРЖИЖАНОВСКИЙ 725

РЕЦЕНЗИИ 729

ИЗДАТЕЛЬСТВО АКАДЕМИИ РУМЫНСКОЙ НАРОДНОЙ РЕСПУБЛИКИ

PRINCIPIILE ŞI METODOLOGIA APLICATE ÎN STUDIUL RESURSELOR HIDROENERGETICE *)

DE

D. PAVEL

1. GENERALITĂŢI

1. OBIECTUL ŞI SCOPUL STUDIULUI

Obiectul studiului este stabilirea principiilor călăuzitoare şi a metodologiei pentru inventarierea potenţialului hidroenergetic teoretic, de diferite categorii : potenţialul precipitaţiilor, potenţialul de scurgere al suprafeţelor bazinelor şi potenţialul liniar al cursurilor de apă, pentru întreg teritoriul ţării. În faza următoare se va studia potenţialul hidroenergetic tehnic efectiv amenajabil, pe baza planurilor de amenajare hidroenergetice a tuturor cursurilor de apă stabilite — în urma studierii diferitelor variante — ca soluţii optime din punct de vedere tehnico-economic pentru fiecare bazin în parte.

Scopul final al studiilor efectuate succesiv pe diferitele bazine îl constituie întocmirea *Atlasului resurselor hidroenergetice din R.P.R.* Scopul studiului în diferite faze este de a se preciza metodologia unitară şi ştiinţifică, verificată mai întîi la bazinele model şi aplicată apoi la toate bazinele, obţinîndu-se o inventariere, cu gradul de precizie cel mai mare posibil, în situaţia actuală a cunoaşterii condiţiilor hidrologice, meteorologice, topografice şi hidrogeologice de pe întreg teritoriul ţării.

2. IMPORTANŢA CUNOAŞTERII RESURSELOR HIDROENERGETICE ALE ŢĂRII

Inventarierea resurselor hidroenergetice, paralel cu aceea a resurselor termice, este necesară în primul rînd pentru a se planifica, pe o lungă durată, utilizarea raţională a energiilor hidro- şi termoelectrice şi în al doilea rînd, pentru a se putea întocmi planul de amenajare complexă a tuturor folosinţelor apei.

*) Lucrare prezentată la sesiunea de comunicări a Institutului de energetică din 18—19 aprilie 1959.

a) Importanța energetică a valorificării resurselor hidroenergetice

Electrificarea țării este în prima fază a dezvoltării, avînd în vedere că producția specifică este de 350 kWh/an și locuitor. Ținînd seama de faptul că țările electrificate în faze înaintate au depășit consumul specific înzecit, cu un ritm de creștere anuală în primele decenii ale electrificării de 8 la 10%, iar mai tîrziu de 5 la 6%, se poate deduce pentru acele țări felul creșterii exponențiale a consumului. La noi ritmul de dezvoltare a fost sub regimurile trecute lent, dar, începînd cu primul plan de electrificare și în urma dezvoltării industriale după anul 1950, ritmul dezvoltării este viu. Creșterea anuală a consumului de energie în primele două cincinale este de 7—10% pe an.

Notînd cu E_0 consumul inițial, socotit la timpul t_0, cu E consumul corespunzător timpului t, iar cu p procentul creșterii anuale, putem scrie

$$E = E_0 \, e^{\frac{p}{100}(t-t_0)} \text{ (kWh/an).}$$

Durata Δt ani, pentru care se dublează consumul, adică $\frac{E}{E_0} = 2$, conduce la $e^{\frac{p}{100}\Delta t} = 2$ sau $\frac{p}{100}\Delta t = \ln 2 = 0{,}693$. Astfel relația între p și Δt este $p = \frac{69{,}3}{\Delta t}$.

Evoluția probabilă a consumului va fi în consecință :

t (ani)	E (10^9 kWh/an)	Δ t(ani)	p%
1956	5	7	9,90
1963	10		
1971	20	8	8,66
1980	40	9	7,70
1990	80	10	6,93

Privind producția actuală a energiei electrice, constatăm că producția hidroelectrică este de circa 7% din total, cotă foarte scăzută față de 93% producție termoelectrică. Aceasta este în general o caracteristică a țărilor bogate în resurse termoenergetice. Pînă în 1970 dezvoltarea centralelor termoelectrice va permite producerea a 10 miliarde kWh/an, atingîndu-se astfel plafonul consumului combustibililor destinați electrificării. Consumul atingînd atunci 20 miliarde kWh/an, rezultă că trebuie construite pînă în 1970 centrale hidroelectrice și atomoelectrice cu o producție de 10 miliarde kWh/an și o putere instalată de 2 500 000 kW, fără a socoti rezervele necesare.

Referitor la electrificarea după 1970, se pot face estimații mai puțin precise. Numărul centralelor termoelectrice nu va mai crește simțitor, în schimb vor apare centralele atomoelectrice. Tinzînd la o cotă hidroelectrică de cel mult 50% din consumul total, se vede că în 1990 jumătatea consumului, de 40 miliarde kWh/an, va epuiza toate resursele hidroenergetice. După 1990 dezvoltarea mai departe se va putea acoperi prin centrale atomoelectrice.

Privind aspectul energetic, dezvoltarea hidroelectrificării poate fi caracterizată prin următoarele *avantaje* :

— costul energiei hidroelectrice al centralelor cu acumulare pe rîurile interioare este de 1,5—2 ori mai mic decît al centralelor termoelectrice ; al centralelor pe firul apei fără acumulare de 2—2,5 ori, respectiv al centralelor de pe Dunăre de 4—6 ori mai mic ;

— centralele cu acumulare, inclusiv cele pe Dunăre, cu retenții zilnice pînă la cele anuale, asigură exploatarea în paralel pe sistemul energetic, mult mai elastică decît cea actuală ;

— prin trecerea centralelor hidroelectrice spre vîrful sau semivîrful graficului de consum, vor fi utilizate centralele termoelectrice la baza graficului, deci cu ore de utilizare $T_0 = \frac{E}{P_i}$ mult mai mari decît în situația actuală, reducînd astfel consumul specific de combustibili, deci urcînd randamentul global ;

— timpul de răscumpărare T_r, rezultat din diferența de preț dintre energia termo- și hidroelectrică, este foarte redus, în general de 5—10 ani, ceea ce denotă o economicitate mare ;

— cota parte din investiții corespunzînd importului de echipamente este de 2—2,5 ori mai mică decît aceea necesară centralelor termoelectrice, avantaj care trebuie just apreciat ;

— înlocuind energia termoelectrică parțial cu aceea hidroelectrică, eliberăm mari cantități de combustibili, care vor servi altor nevoi interne ca și exportului.

Dintre *dezavantajele* hidroelectrificării citățm :

— investiția specifică $i = \frac{I}{P_i}$ lei/kW instalat este în general mai mare decît aceea a centralelor termoelectrice. Există însă cazuri favorabile cînd i este mai mic chiar decît cel al centralelor care ard gaz metan, sau cînd i este egal sau mai mic decît acela al centralelor termoelectrice bazate pe ligniți ;

— durata construcției centralelor hidroelectrice este mai lungă și necesită forță de muncă și utilaje de construcție mai mari decît pentru centralele termoelectrice ;

— fluctuația anuală și sezonieră a debitelor, deci a energiei disponibile, pretinde o supraechipare mai mare la centralele hidroelectrice și impune realizarea de lacuri compensatoare iar în lipsa acestora crearea unor rezerve termoelectrice.

b) **Importanța amenajărilor hidrotehnice complexe**

Prin construirea centralelor hidroelectrice cu lacuri acumulatoare, sînt favorizate alte utilizări complexe ale apelor, foarte importante pentru economia țării, ca de exemplu :

— regularizarea regimului debitelor prin lacuri de acumulare obținute prin construcția de baraje, atenuarea inundațiilor, eliminarea lipsei de apă în epocile de secetă, reducerea pustiirii terenurilor și albiilor ;

— irigarea terenurilor aride, desecarea bălților, indiguirea și amenajarea luncilor inundabile, sporindu-se astfel esențial suprafețele cultivabile și asigurînd recoltele ;

— alimentările cu apă potabilă și industrială necesare satelor, orașelor, industriilor, centralelor termo- și atomoelectrice ;

— navigația pe rîurile interioare și pe viitoarele canale, lărgindu-se astfel rețeaua transporturilor și activîndu-se mai ales circulația mărfurilor și materialelor de mare tonaj ;

— piscicultura sistematică și punerea în valoare a stufului ;

— alte utilizări ale apei în industriile chimice, alimentare, miniere etc.

3. BAZINELE ȘI CURSURILE DE APĂ PRINCIPALE

a) **Grupurile de bazine hidrografice**

O parte relativ mică din apele de pe teritoriul țării noastre se scurg spre Tisa, cele mai multe converg spre Dunăre și numai o neînsemnată parte se varsă direct în Marea Neagră. Ținînd seama de ordinea confluenței spre Tisa și Dunăre, bazinele se pot împărți în 12 grupe socotite toate numai pentru teritoriul R.P.R. :

1. Afluenții Tisei superioare : Vișeul, Iza, Turul, Săpînța ;
2. Someșul, cu Someșul Mic, Someșul Mare, Crasna ;
3. Crișurile, cu Bereteul, Crișul Repede, Crișul Negru, Crișul Alb ;
4. Mureșul cu numeroși afluenți ;
5. Rîurile Banatului : Bega, Timiș, Bîrzava, Caraș, Berzovia, Mraconia ;
6. Afluenții Dunării pînă la Jiu ;
7. Jiul cu afluenții săi ;
8. Oltul cu numeroși afluenți ;
9. Afluenții Dunării între Olt și Siret : Vedea-Teleorman, Argeșul, Ialomița, Mostiștea, Călmățuiul ;
10. Siretul cu numeroși afluenți ;
11. Prutul cu afluenții săi ;
12. Afluenții din Dobrogea spre Dunăre și spre Marea Neagră.

b) **Probleme speciale referitoare la apele de frontieră**

Dunărea inferioară, pe o lungime de 1 072 km, între Baziaş şi Sulina, este deosebit de importantă, ţinînd seama de vastele posibilităţi de amenajare complexă la care ţara noastră participă pe întregul parcurs. Problema schemei de amenajare complexă a Dunării se studiază prin colaborare în cadrul C.A.E.R., iar sectoarele parţiale se studiază în comun de ţările coriverane.

Grupurile de bazine Someş—Crişuri—Mureş constituie cursuri de apă generate pe teritoriul ţării noastre şi care se varsă spre teritoriul R.P.U. Zona din jurul traversării frontierei de aceste ape pune probleme hidrotehnice care se reglementează de Comisia mixtă romîno-maghiară pentru apele de frontieră.

Bazinele Bega—Timiş—Bîrzava—Caraş şi altele mai mici, trecînd de pe teritoriul nostru spre Vojvodina jugoslavă, sau viceversa, sînt reglementate în zonele de frontieră de Comisia mixtă romîno-jugoslavă.

Pe baza unui acord romîno-sovietic a început recent studiul comun al apelor de frontieră : Tisa superioară, Siretul superior şi Prutul, cu toţi afluenţii, efectuat din partea romînă de C.S.A.

Din cele arătate mai sus se vede că studiul amenajării rîurilor interioare, care priveşte numai ţara noastră, trebuie să ţină seama, în zonele de frontieră, de problemele speciale ale apelor de frontieră sau care traversează frontierele. Aceste probleme se referă în special la inundaţii, la asigurarea unui debit minim convenţional, la protecţia împotriva poluării apelor şi în unele cazuri la problema navigaţiei actuale şi viitoare.

4. DOCUMENTAŢIA DE BAZĂ

Studiul actual al resurselor hidroenergetice, servind ca bază pentru întocmirea Atlasului resurselor energetice, iniţiat de Academia R.P.R., se bazează pe o vastă documentaţie şi bibliografie, enumerată în Memoriile bazinelor studiate ca modele : Someş, Timiş—Bîrzava.

Documentaţia se referă la statistica şi studiile hidrologice şi hidroenergetice ale noastre *) şi ale altor autori, ca şi la studiile recente ale I.S.P.E., I.P.A.C.A., C.S.A., I.P.A.C.H., I.P.A., etc., apoi la cercetările geologice şi ridicările topografice efectuate de Comitetul geologic şi de secţiile geotehnice ale institutelor citate mai sus. De asemenea, au servit ca documentaţie studiile : *Forţele hidraulice disponibile ale Romîniei*, Bucureşti, 1929 şi *Plan gén. d'aménagement des forces hydr.*, Bucureşti, 1933, şi inventarierile efectuate în ultimii 10 ani de Sectorul energosisteme din I.S.P.E.

*) D. Pavel.

II. PRINCIPIILE METODOLOGICE APLICATE LA STUDIUL RESURSELOR HIDROENERGETICE

Înaintea începerii studiului bazinelor model, colectivele reunite ale Institutului de energetică al Academiei R.P.R. și I.S.P.E. au fixat principiile metodologice și normele de conținut ale studiilor referitoare la resursele hidroenergetice.

Cum s-a arătat anterior, metodologia a fost experimentată la două bazine model (Someș și Timiș—Bîrzava), pentru a se verifica aplicabilitatea ulterioară la toate bazinele hidrografice ținînd seama de cantitatea și calitatea materialului documentar de care dispunem pe întreg teritoriul țării*).

5. PRINCIPIILE CĂLĂUZITOARE LA STUDIUL HIDROLOGIC AL BAZINELOR

a) Materialul statistic hidrometric, care se extinde de la un bazin la altul pe perioade foarte variabile (8 la 120 ani), trebuie redus la o *perioadă normală*, aceeași pentru toate bazinele hidrografice. Perioada trebuie să fie reprezentativă, aducînd toate valorile hidrologice caracteristice la același numitor, pentru toate stațiunile hidrometrice din toate bazinele. De asemenea, perioada să fie suficientă, pentru a limita dispersiunea debitelor la $\pm$ 5%, acceptabilă în hidrologie;

b) Prelucrările hidrologice ale datelor stațiunilor hidrometrice folosite în studiu trebuie să fie făcute după aceeași metodologie, fixîndu-se valorile cu diferite asigurări reprezentative ca:

— debitele medii ale perioadei normale;
— debitele semipermanente cu 50% asigurare;
— debitele minime cu 95% asigurare;

c) La stațiunile hidrometrice, unde se dispune de măsurători pe o perioadă mai scurtă decît cea normală, se va extinde prelucrarea pe perioada normală după metode de corelații unitare pentru tot teritoriul țării. La stațiuni care depășesc perioada normală, datele trebuie să fie utilizate pentru a stabili dispersiunea datelor față de perioada normală și alte caracteristici hidrologice, însă valorile cu diferite asigurări utilizate pentru inventarierea potențialului trebuie să fie numai cele ale perioadei normale;

d) Metodele prelucrărilor hidrologice trebuie să fie alese dintre cele mai înaintate și să fie aplicate astfel ca la cantitatea și calitatea datelor de bază existente, rezultatele să aibă maximul de precizie. Este considerată asigurată precizia necesară în studii hidrologice dacă valorile caracteristice nu dau dispersiuni mai mari decît $\pm$ 5%;

e) Hărțile meteorologice cu izohiete și izoterme trebuie să fie determinate pentru aceeași perioadă hidrologică normală și să se facă prin corelații izohiete-izohipse și izoterme-izohipse pe hărți 1 : 100 000, iar în zone muntoase 1 : 20 000. Pentru reprezentările sinoptice din Atlas, hărțile vor fi reduse la scări convenabile tipăritului (de exemplu 1 : 200 000 și

*) După prezentarea acestui raport, s-au studiat și bazinele: Tisa superioară, Crișurile, Mureșul, Oltul, Argeșul și Ialomița.

1 : 500 000 funcție de mărimea bazinului), însă avînd precizia hărților detaliate ;

f) Repartiția teritorială a debitelor specifice, reprezentate prin izomodule $q_m = 1\,000 \frac{Q_m}{S} \left(\frac{L}{\text{skm}^2}\right) = \text{const.}$ ($q_m = 1, 2, \ldots 10$), respectiv prin izocoeficienți de scurgere anuală $\sigma_m = 31\,560 \frac{Q_m}{Sh_m} = 31{,}56 \frac{q_m}{h_m} = \text{const.}$, trebuie să se calculeze pe baza hărților detaliate, verificîndu-se bilanțul scurgerii în toate punctele stațiunilor hidrometrice de bază și în alte puncte caracteristice, de confluențe, defilee, ruperi de pantă etc. ;

g) Toate reprezentările grafice ale datelor hidrologice și meteorologice teritoriale, trebuie să fie arătate prin izolinii diferențiate pentru nevoile practice ale amenajărilor hidroenergetice, atît în tabele cît și pe hărți, anume pentru :

— întregul an mediu al perioadei normale ;
— semestrul de iarnă : 1 octombrie—31 martie ;
— semestrul de vară : 1 aprilie—30 septembrie.

6. PRINCIPIILE CĂLĂUZITOARE LA INVENTARIEREA POTENȚIALULUI HIDROENERGETIC

h) Studiul potențialului hidroenergetic teoretic, considerînd randamentul global $\eta = 1$, trebuie să se facă în prima fază pentru două categorii :

— *potențialul teritorial* al suprafeței bazinului, subîmpărțit în :
— potențialul precipitațiilor, reperat o dată la nivelul mării și separat la cota rîurilor în punctele de frontieră sau la vărsarea în Dunăre ;
— potențialul scurgerii efective pe suprafața bazinului ;
— *potențialul liniar* al cursurilor de apă, împărțit pe rîuri principale, pe afluenți primari, afluenți secundari și așa mai departe ;

i) Potențialul liniar teoretic trebuie să se bazeze pe o sectorizare cît mai adecvată a fiecărui curs de apă, cu suficientă densitate de sectoare. Sectoarele sînt inegale ca lungime ΔL, dar cît mai apropiate de o valoare medie ΔL_m. Capetele sectoarelor se amplasează la diferitele confluențe, la defilee, la schimbări importante de pante, lunci, obiecte marcante (poduri, construcții etc.) ;

j) Elementele necesare calculelor potențialelor de diferite categorii trebuie să fie determinate cu precizia maximă posibilă, și anume :

— elementele hidrologice și meteorologice, așa cum s-a precizat în aliniatele 5, *a*—*g* ;
— suprafețele bazinelor parțiale și microbazinelor trebuie să fie planimetrate, prin repetare, pe hărțile 1 : 100 000, iar în regiuni muntoase 1 : 20 000 ;
— pantele trebuie să fie determinate pe baza tuturor nivelmentelor existente la I.S.P.E., C.S.A. (fosta I.P.A.C.A.), I.P.A.C.H., I.P.A. etc. și numai în lipsa acestora să se determine provizoriu pe hărțile 1 : 20 000 sau 1 : 25 000, urmînd ca ulterior să se corecteze pe baza nivelmentelor pe teren. În acest scop, fiecare curs de apă va fi marcat cu kilometrajul cu zero la vărsare și de acolo în spre amonte paralel cu firul apei. La cursurile

cu nivelment efectuat, precizia lungimilor kilometrajului este de ordinul 0,5—1 la mie și precizia cotelor este decimetrică. La cursurile de apă pentru care nu există ridicări topografice speciale se efectuează kilometrajul pe hărțile detaliate 1 : 20 000 și 1 : 25 000, ținînd seama de lungimea desfășurată avînd precizia mai mică, de ordinul $\pm 2\%$, iar la nivele de $\pm 3\%$. Ulterior, după ce s-au terminat nivelmentele de precizie, se recalculează pantele exacte. Pe hărțile reprezentative apare marcarea kilometrajului ca și sectoarele de rîu pentru care s-a calculat potențialul. Cum capetele sectoarelor sînt legate de obiecte pe teren și de confluențe, ele rămîn bine definite și identificabile, astfel recalcularea ulterioară se face precis și în mod obiectiv ;

k) Formulele de calcul al potențialelor trebuie să fie riguroase (nu cu coeficienți rotunjiți sau cu simplificări așa cum se folosesc în unele țări), iar calculul energiei trebuie să se facă în două ipoteze : compensare totală și compensare parțială a debitelor ;

l) Reprezentarea potențialelor de suprafață p_p și p_s (kW/km^2), respectiv e_p, e_s (kWh/an km^2) trebuie să se facă prin izolinii anuale, apoi pentru semestrul de vară și pentru semestrul de iarnă. Potențialul liniar trebuie să se reprezinte prin benzi poligonale de-a lungul rîurilor, lățimea benzilor fiind proporțională cu valoarea potențialului liniar teoretic p_l (kW/km) și e_l (kWh/an km), respectiv e_l' (kWh/an km^2), cu diferite asigurări (medii ale anului normal, 50% și 95%) ;

m) Potențialul tehnic efectiv amenajabil trebuie să se studieze în faza ulterioară determinării potențialului teoretic, pentru toate bazinele țării. Potențialul tehnic trebuie să fie determinat pe bază de scheme de amenajare pentru fiecare curs de apă și bazin în parte. Planurile de amenajare trebuie să reprezinte soluția optimă din punct de vedere tehnic-economic, după ce au fost eliminate variantele mai puțin economice.

7. METODOLOGIA APLICATĂ

n) Perioada hidrologică normală este acel șir de x-ani consecutivi, pentru care $k_Q = \frac{\Sigma Q}{xQ_m}$ se apropie — cu o toleranță admisibilă în hidrologie — de o valoare constantă. Depășind șirul de x ani, raportul k_Q nu se va mai modifica sensibil ($\pm 5\%$) de acela al perioadei normale. Dimpotrivă, avînd șirul mai scurt decît x ani, obținem dispersiuni în jurul lui k_Q, pozitive și negative, cu atît mai mari cu cît șirul este mai mic. Efectuînd asemenea calcule pentru numeroase stațiuni hidrometrice din diferitele bazine ale țării, colectivul de hidrologi în frunte cu M. Constantinescu a determinat $x = 30$, anume perioada normală 1925—1955. Materialul anterior anului 1925 a fost prelucrat pentru a servi calculului mărimilor hidrologice caracteristice, dar mediile folosite la inventarierea potențialului au rămas toate acelea ale perioadei normale. Șirul cel mai lung de observații hidrometrice neîntrerupte și măsurători de debite (1838—1958) îl avem pentru stațiunea Orșova pe Dunăre, de 120 ani. Pentru multe alte stațiuni dispunem de observațiuni de nivel pe perioade de la 50 la 100 ani. Pentru materialul climatologic și meteorologic prelucrat în vederea stabilirii

hărții izohietelor și izotermelor s-a luat riguros aceeași perioadă normală 1925—1955;

o) Toate bazinele hidrografice au cel puțin o stațiune de bază unde dispunem de nivele zilnice pe perioada normală. Trecerea de la nivele h la debite Q se face prin chei limnimetrice $Q = f(h)$, construite pentru fiecare stațiune în parte și la diferite intervale intermediare ale perioadei normale, pe bază de măsurători sistematice sau sporadice de debite. S-a ținut seama și de fenomenele deranjării scurgerii în timpul iernii prin zăpezi, zaiuri, sloiuri și ghiață podită. În acest scop s-au utilizat metode sovietice completate și adaptate pentru rîurile din R.P.R. de către S. Solomon din colectivul hidrologilor. La numeroase stațiuni în fiecare bazin cu observații pentru $x < 30$ ani, s-au stabilit corelații cu stațiuni învecinate care au asigurat șirul $x = 30$. Tot prin corelații s-au completat eventualele lacune în unele zile întîlnite în interiorul șirului de ani studiat; de asemenea s-au corelat debitele separat pentru semestrul de iarnă și semestrul de vară;

p) Hărțile precipitațiilor h_m (mm/an) și temperaturilor t_m (C°) medii pe perioada normală au fost întocmite cu izohiete $h_m = \text{const.}$ și izoterme $t_m = \text{const.}$ La acestea s-a ținut seama de corelațiile $h_m = f(H)$ și $t_m = F(H)$ cu izohipsele $H = \text{const.}$, variind din 20 în 20, respectiv la munte din 100 în 100 m;

r) Din debitele medii Q_m m³/s pe perioada normală, la diferite stațiuni, ca și din mediile semestriale Q_{mi} iarna și Q_{mv} vara, au fost calculate debitele specifice pe 1 km² bazin, adică

$$q_m = 1\,000 \frac{Q_m}{S} \text{ (L/s.km}^2\text{), apoi } q_{mi} \text{ și } q_{mv}.$$

Ținînd seama de relieful terenului (izohipsele $H = \text{const.}$), de repartiția izohietelor $h_m = \text{const.}$, lucrînd pe microbazine (cîteva sute pe fiecare rîu) se extind după metoda corelațiilor modulele q_m pe întreg teritoriul bazinelor și se reprezintă izomodulele $q_m = \text{const.}$, apoi $q_{mi} = \text{const.}$ și $q_{mv} = \text{const.}$ Verificarea izomodulelor s-a făcut prin planimetrarea suprafețelor ΔS_n între izomodulele succesive, iar integrarea $\frac{1}{S}\sum_{1}^{k}(q_n\ \Delta S_n)$ trebuie să dea la fiecare stațiune, cu bazinul S cunoscut, cît mai exact valoarea q_m a stațiunii respective. La asemenea calcule s-a admis o toleranță de 10%, la limită satisfăcătoare pentru harta izomodulelor. O precizie mai mare nu este posibilă în situația rețelei noastre hidrometrice, insuficient de densă;

s) Variația anuală a debitelor a fost studiată prin asimilarea curbei de asigurare reală a debitelor cu curba de distribuție asimetrică Pearson tipul III. Astfel au putut fi calculați: coeficientul de variație C_v și de asimetrie $C_s \sim 2\,C_v$, șirul de 30 ani nepermițînd un calcul mai exact. Cu aceste metode s-au obținut debitele medii cu frecvențe între 1% și 99%;

t) Hidrograful anual $Q = f(\text{timp})$ s-a stabilit pe baza debitelor lunare și sezoniere prin coeficienți moduli $k = \frac{Q}{Q_m}$, pentru a se compara regimul afluenților cu regimul rîurilor principale, din același bazin sau

din bazine învecinate. Asigurarea debitelor zilnice s-a făcut pe baza clasării debitelor zilnice ale stațiunilor studiate mai întîi pentru bazinele considerate ca model : Someș și Timiș—Bîrzava, apoi pentru bazinele afluente ale Tisei superioare, pentru Crișuri, Mureș, Olt, Argeș Ialomița (celelalte urmează a fi studiate în anii 1959/60). Studiul s-a făcut pentru toți anii șirului $x = 30$, din care s-au extras apoi Q_m medii, $Q_{50\%}$ semipermanent și $Q_{95\%}$ debitul minim normal. Pentru comparații în interiorul unui bazin sau a unui bazin cu altul învecinat servesc coeficienții caracteristici $k_{50} = \frac{Q_{50}}{Q_m}$ și $k_{95} = \frac{Q_{95}}{Q_m}$, care au fost stabiliți pentru toate bazinele cu contribuția importantă a lui M. P o d a n i ;

u) Potențialul teritorial teoretic, dat de suprafețele microbazinelor componente ale fiecărui bazin mare, a fost stabilit conform principiilor arătate în aliniatele precedente, pentru două categorii : potențialul precipitațiilor și potențialul scurgerii de suprafață a tuturor versanților și cursurilor de apă ;

v) Potențialul precipitațiilor este definit ca putere teoretică P_p și energie anuală teoretică E_p date de cantitatea de apă căzută sub forma de precipitații (ploaie, zăpadă, grindină) și de căderea față de nivelul mării H, respectiv față de nivelul reperat la vărsarea rîului în Dunăre sau la traversarea unei frontiere $H - H_0$. Pentru o suprafață de bazin (total, parțial al afluentului sau microbazin) energia poate fi integrată după altitudine sau după elementul de suprafață,

$$E_p = K \int_{H_0}^{H} hS\, dH = K \int_0^s h\, H dS \left(\frac{\text{kWh}}{\text{an}}\right).$$

Calculînd în formulă cu h în mm/an, cu S în km^2, H în m și E_p în kWh/an, obținem coeficientul $K = 2{,}725$. Puterea se exprimă prin $P_p = \frac{E_p}{8760}$ sau

$$P_p = 0{,}0003108 \int_0^s hHdS \text{ (kW)}.$$

Pentru un bazin sau microbazin

$$P_p = 9{,}81 \sum_1^k \frac{1}{2}(h_n + h_{n+1}) \frac{\Delta S_n H}{31\,560} \text{(kW)}$$

sau exprimat în MW cu coeficientul 0,00981. Fiind potențialul teoretic, fără pierderi hidraulice, mecanice și electrice, randamentul global este

$$\eta = \eta_h \eta_t \eta_e = 1$$

cu η_h hidraulic al construcțiilor hidrotehnice, η_t al turbinelor și η_e al generatoarelor. Suprafețele ΔS_n (km^2) între izohietele succesive $h_n - h_{n+1}$ (mm/an) se planimetrează pe hărțile amănunțite. Altitudinea H (mdM) se socotește din centrul fiecărui ΔS_n pînă la nivelul mării, iar în cazul reperării potențialului la vărsare sau confluențe se calculează $H - H_0$.

Potențialul specific se reperează la 1 km² de bazin, prin $p_p = \frac{P_p}{S} =$ $= 0{,}0003108\ h_m H_m$ (kW/km²) și $e_p = 8\,760\ p_p$ (kWh/an km²).
Potențialul specific s-a calculat pentru media perioadei normale p_p și e_p, respectiv pentru semestrul de iarnă p_{pi}, e_{pi} și de vară p_{pv} și e_{pv}, fiind reprezentat pe hărți sub formă de izolinii.

w) Potențialul scurgerii se referă tot la teritoriul bazinului hidrografic, însă el cuprinde debitul real specific $q = \frac{\sigma h}{31{,}56}\left(\frac{L}{\text{s km}^2}\right)$. Energia se calculează cu relația

$$E_s = 86\int_0^S q\,H\,dS = 86\int_0^H q\,S\,dH\ (\text{kWh/an.km}^2).$$

Puterea este

$$P_s = \frac{E_s}{8760}\ (\text{kW});\quad p_s = \sigma p_p;\quad e_s = \sigma e_p.$$

Rolul coeficientului de scurgere σ este tratat în hidrologie și presupus cunoscut.

Pe hărți se prezintă izoliniile potențialului de scurgere specific p_s, în MW/km², separat pentru media normală, pentru cea semestrială de iarnă p_{si} și de vară p_{sv};

x) Potențialul liniar se definește ca energia E_l respectiv puterea P_l calculată de-a lungul lungimii cursului de apă, cu $\eta = 1$ fiind vorba de potențialul teoretic. Pentru un sector de rîu elementar de lungimea dL (km) cu căderea dH (m), puterea teoretică este $dP_l = 9{,}81\ Q\ dH$ (kW) și specifică $dp_l = 9{,}81\ Q\frac{dH}{dL} = 9{,}81\ Q\,i\left(\frac{\text{kW}}{\text{km}}\right)$. Pe lungimea cursului de apă L (km) obținem

$$P_l = 9{,}81\int_0^H Q\ dH\ (\text{kW});\quad E_l = 8\,760\ P_l = 85\,936\int_0^H Q\ dH\left(\frac{\text{kWh}}{\text{an km}^2}\right).$$

Reperînd potențialul la confluențe, se efectuează integralele în limitele H_0 la H. Pe hărți și în tabele figurează potențialele liniare specifice $p_l = \frac{dP_l}{dL}$ (kW/km) și $e = \frac{dE_l}{dL}$ (kWh/an km).

Se calculează și reprezintă grafic separat valorile medii, cele semestriale de iarnă și de vară. De asemenea se calculează și valorile cu asigurarea de 50% și cele minime cu 95%.

y) Pe lîngă metoda arătată mai sus, care dă potențialele pe cursul de apă principal și pe afluenții importanți, este utilă aplicarea metodei numită *QH*. Pe un grafic se prezintă Q pe abscisă și H pe ordonată pentru toate cursurile de apă, pînă la cele mai mici. Planimetrînd aria diagramei $A = \int_{H_0}^{H} Q\,dH$, aceasta va da înmulțită cu constanta 85 936 energia liniară

totală. La metoda expusă la aliniatul *x*) se neglijează cursurile de apă foarte mici (viroage, ogaşe, pîrăiaşe), cu potenţiale specifice sub 50 kW/km, însă metoda *QH* dă întregul potenţial.

z) Potenţialul tehnic real amenajabil se va determina într-o altă fază a studiului, cum s-a arătat anterior, o dată cu întocmirea schemelor de amenajare optime din punct de vedere tehnic-economic.

La calculul potenţialului real se ţine seama de randamentul global $\eta = \eta_h \eta_t \eta_e$, puterea reală fiind

$$P = \varphi\eta P_l = 9{,}81\ QH\varphi\eta \text{ (kW)},$$

$$E = \varepsilon\varphi\eta\ E_l = 0{,}002725\ VH\varepsilon\varphi\eta \text{ (kWh/an)}.$$

În formule

$$\varepsilon = \frac{1}{TQ_m}\int_0^T Q\ dt < 1$$

reprezintă coeficientul exploatării imperfecte a stocului anual de apă iar

$$\varphi = \frac{L_{am}}{L} < 1$$

arată că sectorul amenajat L_{am} este mai mic sau cel mult egal cu sectorul real al rîului (L).

III. ORGANIZAREA EFECTUĂRII LUCRĂRII

Pentru inventarierea resurselor hidroenergetice teoretice, în actuala fază de lucru, sînt aproape terminate următoarele studii :

Colectivul hidrologic, a terminat studiile hidrologice pentru următoarele bazine de pe teritoriul R.P.R. :

1. Tisa superioară, cu Vişeul, Iza, Tur, Săpînţa ;
2. Someşul, cu Someşul Mic, Someşul Mare şi Someşul Reunit ;
3. Crişul Repede, Crişul Negru, Crişul Alb, Bereteul ;
4. Mureşul cu toţi afluenţii ;
5. Oltul, cu toţi afluenţii ;
6. Argeşul, Dîmboviţa, Colentina ;
7. Ialomiţa, Prahova, Teleajen ;
8. Timişul şi Bîrzava.

Colectivele inventarierii potenţialului lucrînd în cadrul colaborării între Institutul de energetică al Academiei R.P.R. şi Institutul pentru studii şi proiectări energetice, din Ministerul Industriei Grele au terminat lucrările pentru bazinele Someş, Timiş, Mureş, Olt, Argeş şi Ialomiţa ; sînt în curs de lucru bazinele Vişeu, Iza, Crişurile.

În anii 1959 şi 1960, opera inventarierii potenţialelor teoretice pentru toate bazinele hidrografice din R.P.R. va fi terminată şi va continua cu schemele de amenajare şi potenţialul tehnic real.

ОСНОВЫ И МЕТОДИКА ИССЛЕДОВАНИЯ ГИДРОЭНЕРГЕТИЧЕСКИХ РЕСУРСОВ

КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ

Этот доклад представляет вводную часть, излагающую предмет исследования, общие соображения о гидроэнергетических ресурсах, руководящие принципы и применяемые методы, а также организацию коллективной разработки Гидроэнергетического атласа. За этим докладом последует ряд подробных докладов, представленных другими членами коллектива атласа, касающихся различных водных бассейнов Румынской Народной Республики.

LES PRINCIPES ET LA MÉTHODOLOGIE APPLIQUÉS À L'ÉTUDE DES RESSOURCES HYDRO-ÉNERGÉTIQUES

RÉSUMÉ

Le présent compte rendu constitue une introduction à l'étude indiquée par le titre ci-dessus et comprend des généralités sur les ressources hydro-énergétiques, les principes fondamentaux de travail et la méthodologie appliquée ; on indique en outre la façon dont a été organisé le travail du groupe d'étude chargé d'élaborer l'Atlas hydro-énergétique. Des comptes rendus détaillés seront présentés par d'autres membres de ce groupe et porteront sur divers bassins des rivières de la République Populaire Roumaine.

ECONOMIA DE COMBUSTIBIL CE SE OBŢINE PRIN UTILIZAREA RECUPERATOARELOR LA CUPTOARE*)

DE

VICTOR V. GHIA

Preîncălzirea aerului necesar arderii şi a combustibilului gazos este un procedeu utilizat la cuptoare, care conduce la recuperarea unei părţi din căldura evacuată o dată cu produsele de ardere.

După cum se ştie, preîncălzind aerul necesar arderii şi combustibilul gazos **) — în recuperatoare — se urmăreşte micşorarea consumului de combustibil şi ridicarea temperaturii în spaţiul de ardere al cuptorului sau numai unul din aceste efecte.

Dacă ridicarea temperaturii în focar, împiedică desfăşurarea optimă a procesului tehnologic, tendinţa de creştere a acesteia poate fi anihilată în primul rînd prin mărirea coeficientului excesului de aer la care are loc arderea [1].

Creşterea coeficientului excesului de aer măreşte pierderile de căldură prin gazele de ardere evacuate din cuptor, astfel că randamentul termic al cuptorului scade. Un efect contrar îl produce căldura adunată în focar o dată cu aerul preîncălzit.

Lucrarea de faţă îşi propune ca, în primul rînd, să clarifice problema economiei de combustibil ce se poate obţine prin amplasarea recuperatoarelor la cuptoarele cu flacără la care temperatura din focar necesară procesului tehnologic poate fi realizată şi fără preîncălzirea aerului necesar arderii.

Ne referim în special la cuptoarele de încălzit şi la cuptoarele de tratament termic, alimentate cu combustibili gazoşi sau lichizi.

Nu se ia în discuţie cazul cuptoarelor la care ridicarea temperaturii din focar datorită aerului preîncălzit este o necesitate dictată de desfăşurarea procesului tehnologic [2], [3]. Această situaţie—care rezultă ca un caz particular din relaţia generală de calcul ce se va prezenta în lucrare—nu se tratează, deoarece este detaliată în literatura de specialitate.

*) Lucrare prezentată la sesiunea de comunicări a Institutului de energetică din 18—19 aprilie 1959.

**) Este avantajos acest procedeu în cazul combustibililor gazoşi săraci.

1. PRECIZAREA IPOTEZELOR DE CALCUL

Pentru determinarea economiei de combustibil ce rezultă prin preîncălzirea aerului necesar arderii se vor folosi cîteva ipoteze de calcul.

Astfel, se admite că, în cazul cînd în focar arderea se realizează cu aer preîncălzit sau cu aer avînd temperatura mediului ambiant(arderea obişnuită), temperaturile gazelor de ardere la evacuarea din focar t_f*), respectiv la evacuarea din spaţiul de lucru t_c, au aceleaşi valori iar combustibilul arde complet.

De asemenea, se admit aceleaşi valori şi pentru cantităţile de căldură cedate orar de gazele de ardere :

— în focar şi în spaţiul de lucru (Q),
— numai în focar (Q_{hf}),
— numai în spaţiul de lucru al cuptorului (Q_{hs}),
— mediului ambiant (Q_{hp}).

Metodele de calcul utilizate în prezent nu fac vreo remarcă specială asupra cazului cînd temperatura t_f are o valoare impusă, deşi folosesc restul ipotezelor menţionate anterior.

Astfel, se consideră că arderea combustibilului se efectuează la acelaşi coeficient al excesului de aer α, indiferent dacă aerul necesar arderii se introduce în focar la remperatura de preîncălzire t_p sau la temperatura ambiantă t_a.

Ne propunem să arătăm că reglarea temperaturii t_f nu se poate realiza numai prin micşorarea consumului orar de combustibil B pînă la valoarea B_p, deoarece în acest mod nu se mai poate asigura aceeaşi productivitate a cuptorului (aceeaşi căldură utilă orară Q_{hu}) ca în cazul arderii obişnuite.

Dacă aerul preîncălzit este introdus în focar avînd temperatura t_p, cantitatea de căldură adusă suplimentar faţă de cazul arderii obişnuite este

$$A = \alpha (I'_p - I'_a), \tag{1}$$

unde I'_p şi I' sînt entalpiile cantităţii teoretice de aer necesară pentru ardere V_0 la temperaturile t_p, respectiv t_a.

Coeficientul excesului de aer α la care are loc arderea combustibilului se consideră că are aceeaşi valoare ca în cazul arderii obişnuite.

Notînd $\Delta I'_p = I'_p - I'_a$ relaţia (1) devine

$$A = \alpha \Delta I'_p . \tag{2}$$

Dacă se preîncălzeşte şi combustibilul, la A va trebui să se adauge cantitatea de căldură

$$\delta i_p = i''_p - i''_a ,$$

*) Pentru uşurinţa expunerii ce va urma se admite că arderea are loc în focar înaintea spaţiului de lucru.

unde i_p'' şi i_a'' sînt entalpiile specifice ale combustibilului la temperatura de preîncălzire, respectiv temperatura ambiantă.

Entalpia cantităţii de gaze V_g rezultate din arderea unităţii de combustibil, la coeficientul excesului α pentru temperatura t_f este precizată de relaţia (fig. 1)

$$I_f = I_a + P_{ci} - Q_{pf}, \tag{3}$$

unde

$$Q_{pf} = \frac{Q_{hf}}{B}.$$

Mărimea I_a reprezintă entalpia cantităţii de gaze V_g pentru tempe-

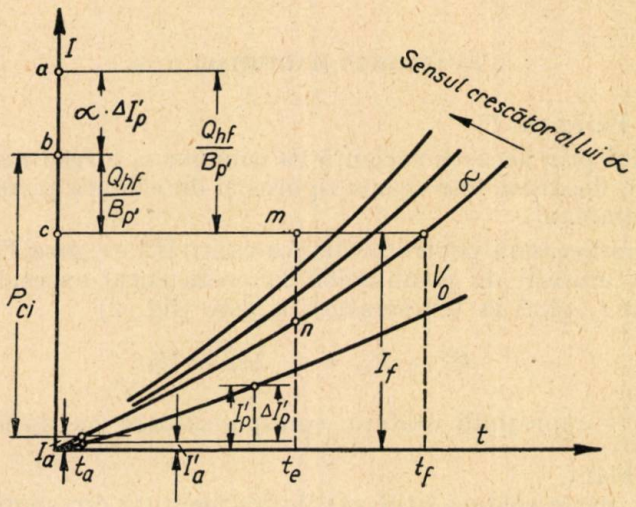


Fig. 1. — Precizarea entalpiei I_f.

ratura t_a, P_{ci} indică puterea calorifică inferioară a combustibilului folosit iar B este consumul orar de combustibil în cazul arderii obişnuite.

Dacă arderea se realizează cu aer preîncălzit, se poate realiza temperatura t_f, prin micşorarea consumului orar de combustibil B pînă la valoarea $B_{p'}$, adică prin mărirea pierderilor de căldură pe unitatea de combustibil ars de la $\frac{Q_{if}}{B}$ pînă la $\frac{Q_{hf}}{B_{p'}}$.

Astfel, este valabilă relaţia

$$I_f = I_a + P_{ci} + \alpha\ \Delta I'_p - \frac{Q_{hf}}{B_{p'}}, \tag{4}$$

din care se poate obţine $B_{p'}$ atunci cînd ceilalţi termeni ce intervin sînt cunoscuţi.

Din figura 1 rezultă că segmentul *mn* precizează suma dintre căldura utilă cedată produsului tehnologic și pierderile de căldură din spațiul de lucru al cuptorului în mediul ambiant, pentru unitatea de combustibil ars în cazul arderii obișnuite și în cazul arderii cu aer preîncălzit.

Cum în al doilea caz consumul de combustibil $B_{p'} < B$, rezultă că realizarea aceleiași temperaturi t_f ca în cazul arderii obișnuite, atunci cînd se preîncălzește aerul necesar arderii, nu este posibilă fără a micșora productivitatea cuptorului. În această situație, trebuie să se utilizeze și un alt mijloc de scădere a temperaturii t_f și anume creșterea coeficientului excesului de aer de la valoarea α la valoarea α_p.

Se introduce astfel o ipoteză nouă de calcul. Consecința acestui fapt va fi în primul rînd creșterea consumului orar de combustibil de la valoarea $B_{p'}$ pînă la valoarea B_p.

2. EVALUAREA MĂRIMILOR B_p și α_p

2. 1. *Varianta 1°*

Calculul prin această variantă va conduce la o rezolvare mai precisă a problemei, deoarece ține seama riguros și de căldura pierdută din focar în mediul ambiant.

Căldura necesară pentru încălzirea cantității de gaze V_g^p — ce rezultă din arderea unității de combustibil la coeficientul excesului α_p — de la temperatura t_a pînă la temperatura t_f este (fig. 2)

$$Q_o^p = P_{ci} + \alpha_p \, \Delta I_p' - Q_{pf}^p, \tag{5}$$

unde $Q_{pf}^p = \frac{Q_{hf}}{B_p}$ reprezintă căldura corespunzătoare pierdută din focar în mediul ambiant.

Suma dintre căldura utilă și căldura pierdută din spațiul de lucru al cuptorului în mediul ambiant, tot pentru unitatea de combustibil ars la coeficientul excesului α_p, adică

$$Q_u^p + Q_{ps}^p = \frac{Q_{hs}}{B_p}, \tag{6}$$

este reprezentată în figura 2 prin segmentul *ed*.

Consumul orar de combustibil B_p nu se mai poate evalua dintr-o relație de forma (4) sau (5) deoarece apare în plus și necunoscuta α_p.

În această situație se poate forma un sistem de două ecuații cu două necunoscute B_p și α_p

$$I_a^p + P_{ci} + \alpha_p \, \Delta I_p' - \frac{Q_{hf}}{B_p} = I_f^p, \tag{7}$$

$$I_a^p + P_{ci} + \alpha_p \, \Delta I_p' - \frac{Q}{B_p} = I_e^p. \tag{8}$$

Termenii I_f^p, I_e^p, I_a^p reprezintă entalpiile cantității de gaze V_g^p pentru temperaturile respective t_f, t_e și t_a.

Dacă V_g reprezintă cantitatea de gaze ce rezultă prin arderea unității de combustibil la coeficientul excesului de aer α, rezultă că

$$V_g^p = V_g + (\alpha_p - \alpha)\, V_0. \tag{9}$$

Pe baza relației (9) se poate scrie legătura dintre entalpiile respective

$$I_f^p = I_f + (\alpha_p - \alpha)\, I_f', \tag{10}$$

$$I_e^p = I_e + (\alpha_p - \alpha)\, I_e', \tag{11}$$

$$I_a^p = I_a + (\alpha_p - \alpha)\, I_a'. \tag{12}$$

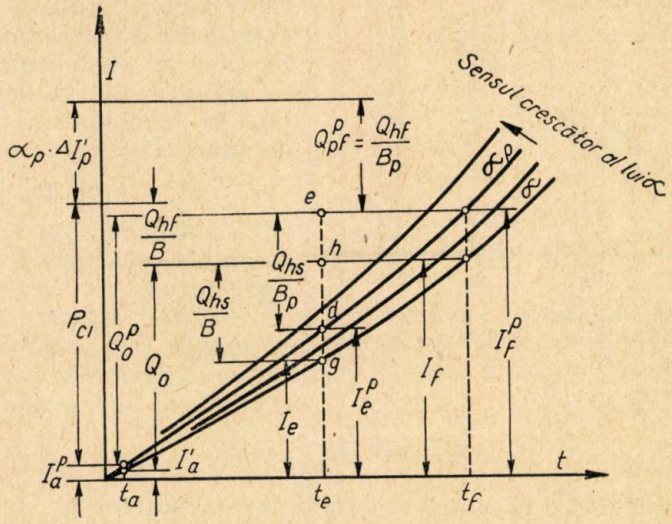


Fig. 2. — Precizarea termenilor care determină mărimile B_p și α_p.

Luînd drept origine a entalpiilor 0°C, pentru temperatura ambiantă, se poate considera neglijabilă aproximația ce rezultă scriind egalitatea

$$I_a^p = I_a^{*)}. \tag{13}$$

Înlocuind (10), (11) și (13) în ecuațiile (7) și (8), rezultă

$$\alpha_p (I_f' - \Delta I_p') = I_a + P_{ci} + \alpha I' - \left(\frac{Q_{hf}}{B_p} + I_f\right), \tag{14}$$

$$\alpha_p (I_e' - \Delta I_p') = I_a + P_{ci} + \alpha I_f' - \left(\frac{Q}{B_p} + I_e\right). \tag{15}$$

*) Se explică prin faptul că I_a are o valoare neglijabilă față de P_{ci} iar I_a^p — în cazurile practice — diferă față de I_a cu mai puțin de 50 %.

Rezolvînd acest sistem de ecuații rezultă mărimile B_p și α_p.

Metodele care se folosesc curent pentru calculul economiei de combustibil neglijează creșterea coeficientului excesului de aer de la valoarea α la valoarea α_p. Din relația (20) rezultă că se obține un consum de combustibil mai mic decît B_p, astfel că valoarea economiei de combustibil apare mai mare decît cea reală.

2. 2. *Varianta 2°*

Cînd se pot neglija pierderile de căldură din focar în mediul ambiant*), sau se consideră $Q_{pf} \approx Q^p_{rf}$, valoarea coeficientului α_p rezultă relativ simplu prin metoda ce se expune în continuare.

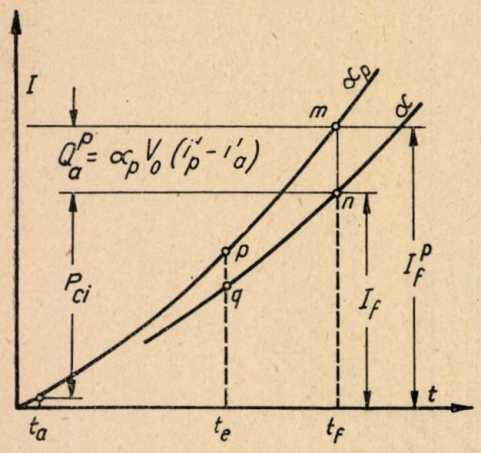


Fig. 3. — Precizarea grafică a mărimilor care determină coeficientul excesului de aer α_p pentru cazul $Q^p_{pf} = 0$.

Căldura disponibilă pentru ridicarea temperaturii gazelor — rezultate din arderea unității de combustibil la coeficientul excesului de aer α_p — de la temperatura t_a pînă la temperatura t_f este dată de suma $P_{ci} + Q^p_a$, unde

$$Q^p_a = \alpha_p V_0 (i''_p - i''_a). \quad (16)$$

Mărimile i''_p și i''_a reprezintă entalpiile specifice ale aerului la temperatura t_p, respectiv t_a.

Ținînd seama de figura 3 și de relația (10), căldura absorbită de aerul preîncălzit se mai poate exprima și sub forma

$$Q^p_a = V_0 i''_f (\alpha_p - \alpha), \quad (17)$$

unde i''_f este entalpia specifică a aerului la temperatura t_f.

Egalînd relațiile (16) și (17), dacă se neglijează entalpia aerului la temperatura ambiantă i''_a, rezultă

$$\alpha_p = \frac{\alpha}{1 - \frac{i'_p}{i'_f}}. \quad (18)$$

Din relația (18) se remarcă faptul că atunci cînd $i''_p = 0$, deci nu se preîncălește aerul necesar arderii, $\alpha_p = \alpha$ iar α_p este cu atît mai mare cu cît i''_p, respectiv temperatura t_p, este mai mare.

Determinarea coeficientului α_p, atunci cînd se dau α, t_{p2} și t_f, se poate face analitic sau grafic.

*) În general, pierderile de căldură din focar în mediul ambiant Q^p_{pf} reprezintă cîteva procente din P_{ci}, tendința fiind către reducerea la minimum a acestora. În această situație aplicarea metodei ce se va propune conduce la rezultate suficient de precise.

Consumul orar de combustibil B_p se poate obține din relația

$$B_p = \frac{Q_{hu}}{Q_u^p}. \tag{19}$$

Căldura utilă ce rezultă prin arderea unității de combustibil la coeficientul excesului de aer α_p este

$$Q_u^p = P_{ci} + I_a^p + \alpha_p (I_p' - I_a') - I_e^p - Q_p^p, \tag{20}$$

sau notînd cu $Q_e^p = P_{ci} + I_a^p + \alpha_p (I_p' - I_a') - I_e^p$, (21)

relația (20) devine $Q_u^p = Q_e^p - Q_p^p$. (22)

Ținînd seama că $Q_p^p = \frac{Q_{hp}}{B_p}$, înlocuind (22) în relația (19) rezultă

$$B_p = \frac{Q_{hu}}{Q_e^p - \frac{Q_{hp}}{B_p}}. \tag{23}$$

Deoarece $Q_{hu} + Q_{hp} = Q$,

$$B_p = \frac{Q}{Q_e^p}. \tag{24}$$

Pentru arderea obișnuită, care este un caz particular al exemplului studiat ($t_p = t_a$ și $\alpha_p = \alpha$), consumul orar de combustibil B rezultă din relația

$$B = \frac{Q}{Q_e}, \tag{25}$$

unde $Q_e \quad P_{ci} + I_a - I_e$. (26)

3. CALCULUL ECONOMIEI DE COMBUSTIBIL

Economia procentuală de combustibil rezultă din relația

$$x = \frac{B - B_p}{B} 100. \tag{27}$$

Pe baza formulelor (24) și (25) relația (27) devine

$$x = \frac{Q_e^p - Q_e}{Q_e^p} 100,$$

sau, ținînd seama de (21) și (26),

$$x = \frac{\alpha_p (I_p' - I_a') - (\alpha_p - \alpha)(I_e' - I_a')}{P_{ci} + I_a^p + \alpha_p (I_p' - I_a') - I_e^p} 100. \tag{28}$$

În concluzie se poate determina economia de combustibil x folosind ipotezele variantei 2° atunci cînd se dau :

— caracteristicile combustibilului (P_{ci}, V_0, V_{g0}^{*}),
— temperaturile t_a, t_p, t_e și t_f,
— coeficientul excesului de aer α,

iar coeficientul α_p se calculează.

Relația care precizează economia de combustibil, pentru cazul cînd se neglijează creșterea coeficientului excesului de aer de la valoarea α la la valoarea α_p este

$$x' = \frac{\alpha\left(I'_p - I'_a\right)}{P_{ci} + I_a + \alpha\left(I'_p - I'_a\right) - I_e} 100, \tag{29}$$

rezultînd ca un caz particular din relația (28). Trebuie remarcat faptul că rezultatele ce se obțin aplicînd formula (29) sînt — în general — identice cu acelea care rezultă folosind metodele curent utilizate în prezent**).

Notînd

$$C = P_{ci} + I_a + \alpha\left(I'_p - I'_a\right) - I_e,$$

și ținînd seama de (1), relația (28) devine

$$x = \frac{A - (\alpha_p - \alpha)\left(I'_e - I'_p\right)}{C - (\alpha_p - \alpha)\left(I'_e - I'_p\right)} 100. \tag{30}$$

Deoarece $x' = \frac{A}{C}$, din relația (30) se pote trage concluzia că $x = x'$ cînd

a) $\alpha_p = \alpha$ iar $I'_e \neq I'_p$,
b) $\alpha_p \neq \alpha$ iar $I'_e = I'_p$ adică $t_e = t_p$.

Nici unul din aceste cazuri nu sînt practic realizabile. S-a arătat că $\alpha_p \neq \alpha$ iar temperatura de evacuare din cuptor t_e este întotdeauna mai mare ca temperatura aerului preîncălzit t_p.

Temperatura t_e este mai mare decît temperatura gazelor de ardere la intrarea în recuperator iar aceasta din urmă diferă sensibil de temperatura t_p.

Pentru a avea o imagine cantitativă asupra ordinului de mărime al diferenței ce apare între economia de combustibil calculată după metoda propusă (x) și economia evaluată după metodele curente (x'), se va da un exemplu de calcul.

Considerăm un cuptor de încălzit, alimentat cu gaz natural, avînd $P_{ci} = 8\,350 \frac{\text{kcal}}{\text{Nm}^3}$, la care consumul orar de combustibil în cazul arderii

*) V_{g0} reprezintă cantitatea teoretică de gaze de ardere.

**) Metodele utilizate curent neglijează entalpiile I_a și I'_a, fapt care conduce la obținerea unei economii de combustibil puțin mai mare decît valoarea ce rezultă folosind relația (30).

obișnuite este $B = 100 \frac{\text{Nm}^3}{\text{h}}$. Temperatura $t_f = 1\,450°\text{C}$ se obține arzînd combustibilul la coeficientul $\alpha = 1{,}45$ atunci cînd temperatura aerului de ardere și a combustibilului este $t_a = 20°\text{C}$. Temperatura $t_e = 900°\text{C}$, iar aerul fiind preîncălzit într-un recuperator construit din fontă cenușie și oțel obișnuit, admitem că $t_p \approx 350°\text{C}$.

Vom căuta să evaluăm economia x după variantele 1° și 2°

$$Q_{pf} = P_{ci} + I_a - I_f = 330 \frac{\text{kcal}}{\text{Nm}^3} \quad \text{adică} \quad \sim 4\,\% \text{ din } P_{ci},$$

$$Q_{hf} = B\,Q_{pf} = 33.10^3 \frac{\text{kcal}}{\text{h}},$$

$$Q_{hs} = (I_f - I_e)\,B = 332.10^3 \frac{\text{kcal}}{\text{h}},$$

$$Q = Q_{hs} + Q_{hf} = 365.10^3 \frac{\text{kcal}}{\text{h}}.$$

Utilizînd varianta 1°, adică rezolvînd ecuațiile (14) și (15), rezultă coeficientul excesului de aer $\alpha_{p_1} = 1{,}838$*).

Folosind varianta 2° (relația (18)), care este mai aproximativă, rezultă $\alpha_{p_2} = 1{,}86$. Economiile de combustibil corespunzătoare ce se obțin prin preîncălzirea aerului necesar arderii sînt

$$x_1 = 17{,}6, \quad \text{respectiv} \quad x_2 = 16{,}78\,\%.$$

Se remarcă faptul că și atunci cînd Q_{pf} are valori relativ mari, diferențele între x_1 și x_2 sînt totuși destul de mici.

Calculînd economia de combustibil după metodele obișnuite, utilizate în prezent, rezultă

$$x' \approx 28{,}8\,\%.$$

În consecință, eroarea procentuală ce se face asupra rezultatului real x_1 este

$$\Delta x = 63{,}7\,\%.$$

CONCLUZII

Lucrarea de față, propune o metodică de calcul a economiei de combustibil ce se obține prin preîncălzirea aerului necesar arderii, la cuptoare.

Pornindu-se de la necesitatea de a se lua în considerație și cazul cuptoarelor, la care temperatura din focar necesară desfășurării optime a

*) Indicii 1 și 2 nu modifică semnificația mărimii α_p ci arată numai că s-a calculat folosind variantele 1° și 2°.

procesului tehnologic se poate obține și fără aer preîncălzit, se deduce o relație generală de calcul a economiei de combustibil.

Relația finală (28) permite, prin particularizări simple, evaluarea economiei de combustibil în cazul oricărui tip de cuptor.

Metodele de calcul utilizate în prezent nu țin seama în calculul economiei de combustibil, de faptul că pentru menținerea temperaturii din focar la o valoare impusă, atunci cînd se preîncălzește aerul necesar arderii, este necesar să se mărească coeficientul excesului de aer de la valoarea α la valoarea α_p.

Aceasta conduce la obținerea unor economii de combustibil care, în general, sînt mult mai mari decît cele reale, fapt care induce în eroare pe proiectanții instalațiilor de recuperare.

În ansamblu, se propun două variante de calcul, dintre care cea de-a a doua este ușor de aplicat și dă rezultate suficient de precise, atunci cînd pierderile de căldură din focar în mediul ambiant sînt mici.

Chiar relația (29), care s-a obținut pe baza acelorași ipoteze ca acelea folosite de metodele curente, conduce la rezultate mai precise deoarece ține seama de entalpiile aerului și combustibilului la temperatura ambiantă.

ЭКОНОМИЯ ТОПЛИВА, ПОЛУЧАЕМАЯ В РЕЗУЛЬТАТЕ ИСПОЛЬЗОВАНИЯ РЕКУПЕРАТОРОВ В ПЕЧАХ

КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ

В настоящей работе предлагается метод расчета экономии топлива, получаемой в результате подогрева воздуха, необходимого для сжигания топлива в печи.

Автор исходит из соображений, что существуют определенные типы печей, в которых температура в топке, необходимая для оптимального хода технологического процесса, может быть получена и без воздухоподогрева.

При расчете экономии топлива для этого случая получается общее соотношение, которое, применяемое к частным случаям, позволяет произвести оценку экономии топлива для любого типа печи.

Применяемые в настоящее время методы расчета экономии топлива не учитывают того, что для поддержания в топке заданной температуры при подогреве воздуха, необходимого для сжигания топлива, нужно повысить коэффициент избытка воздуха от значения α до значения α_p.

Это приводит к повышению экономии топлива и вводит в заблуждение проектировщиков рекуперационных установок.

В заключение предлагаются два варианта, из которых второй является удобным и дает, в общем, достаточно точные результаты.

ОБЪЯСНЕНИЕ РИСУНКОВ

Рис. 1. — Уточнение энтальпии I_f.
Рис. 2. — Уточнение членов, определяющих величины B_p и α_p.
Рис. 3. — Графическое уточнение величин, определяющих коэффициент излишка воздуха α_p в случае $Q^p_{pf} = 0$.

ÉCONOMIE DE COMBUSTIBLE OBTENUE PAR L'UTILISATION DES RÉCUPÉRATEURS DANS LES FOURS

RÉSUMÉ

L'auteur propose une méthode de calcul de l'économie de combustible que l'on obtient par le réchauffage de l'air nécessaire à la combustion, dans les fours.

Il prend comme point de départ qu'il existe certains types de fours où la température du foyer nécessaire au développement optimum du processus technologique peut être obtenue sans avoir recours à l'air réchauffé.

En appliquant à ce cas le calcul de l'économie de combustible, on trouve une relation générale, permettant d'évaluer, dans chaque cas particulier, l'économie de combustible pour n'importe quel type de four.

Les méthodes actuelles de calcul de l'économie de combustible ne tiennent pas compte du fait que, dans le cas où l'air nécessaire à la combustion est réchauffé, le maintien de la température du foyer à une valeur donnée exige l'augmentation du coefficient d'excès d'air de la valeur α à la valeur α_p.

Les résultats obtenus par ces méthodes indiquent des économies de combustible dépassant en général de beaucoup les économies réelles, ce qui pourrait introduire des erreurs sensibles dans les projets des installations de récupération.

L'auteur propose deux variantes de sa méthode de calcul, dont la seconde est facile à appliquer, tout en fournissant des résultats assez précis.

EXPLICATION DES FIGURES

Fig. 1. — Détermination de l'enthalpie I_f.
Fig. 2. — Détermination des termes fournissant les grandeurs B_p et α_p.
Fig. 3. — Détermination graphique des grandeurs fournissant le coefficient de l'excès d'air α_p, dans le cas où $Q^p_{pf} = 0$.

BIBLIOGRAFIE

1. V. V. GHIA, *Contribuții la evaluarea economiei de combustibil rezultată din aplicarea la cuptoare a arderii cu recirculație combinată cu preîncălzirea aerului de ardere*, Studii și cercetări de energetică, **VI**, *1—2*, 23 (1956).
2. I. M. RAFALOVICI, *Economia de căldură și productivitatea cuptoarelor cu flăcări*. I.D.T., București, 1950.
3. Б. П. ТЕБЕНКОВ. *Рекуператоры для промышленных ресей*. Металургиздат, Москва, 1955.

ASUPRA CALCULULUI EVOLUȚIEI IZENTROPICE CU AJUTORUL TABELELOR PROPRIETĂȚILOR TERMODINAMICE ALE GAZELOR PERFECTE*)

DE

CĂLIN ADRIAN VASILESCU și VICTOR PIMSNER

Evoluția izentropică se efectuează prin transformarea energiei interne a sistemului în alte forme de energie, de aceea, eroarea determinării parametrilor finali ai evoluției este condiționată de precizia cunoașterii variației căldurilor specifice ale fluidului de lucru în timpul evoluției. În cazurile uzuale, se obține o precizie mulțumitoare considerîndu-se numai variația căldurilor specifice cu temperatura, acest lucru permițînd folosirea ipotezei gazelor perfecte, ceea ce duce la simplificarea ecuației de stare. De asemenea, dacă temperatura sistemului în timpul evoluției nu depășește anumite valori, se poate neglija fenomenul de disociere. În cadrul acestor ipoteze, calculul evoluției izentropice se execută fie grafic, fie cu ajutorul tabelelor.

Calculul grafic este expeditiv, ilustrează procesele studiate și permite interpolări, în schimb, este legat de eroarea de citire a diagramelor.

Tabelele [1], [2] conțin valorile entalpiei, energiei interne și a entropiei la $p_0 = 1$ ata, pentru 1 kilomol sau 1 kilogram de substanță, calculate din grad în grad de temperatură, permițînd determinări mult mai precise, din care cauză sînt preferate.

Scopul prezentei lucrări este să scoată în relief anumite particularități ale calculului evoluției izentropice cu ajutorul tabelelor proprietăților termodinamice ale gazelor perfecte.

1. Una din situațiile frecvente de calcul constă în cunoașterea stării inițiale *1* (în general fluidul fiind la o presiune $p_1 \neq p_0$) și se cere determinarea stării finale *2* (fig. 1) pentru un anumit raport de variație a presiunii $\pi = \frac{p_2}{p_1}$. Din tabele se ia valoarea entropiei S_{10} la temperatura

*) Lucrare prezentată în ședința de secție din 21 mai 1959.

T_1 și presiunea $p_0 = 1$ ata diferită — în general — de entropia stării inițiale S_1 care este definită de relația

$$S_1 = S_{1_0} - \Re \ln \frac{p_1}{p_0}.$$

Entropia necunoscută a stării finale poate fi exprimată în mod analog prin entropia S_{2_0} la temperatura T_2 și presiunea atmosferică

$$S_2 = S_{2_0} - \Re \ln \frac{p_2}{p_0}.$$

Evoluția fiind izentropică ($S_1 = S_2$) se obține valoarea necunoscută

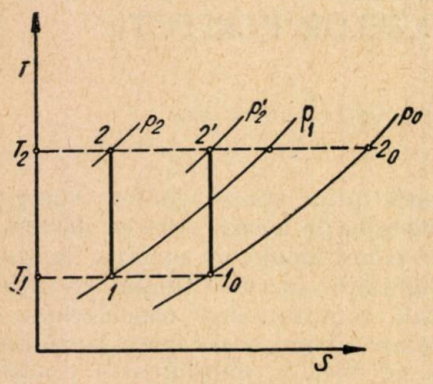


Fig. 1.—Calculul evoluției izentropice prin diagrama $T-S$.

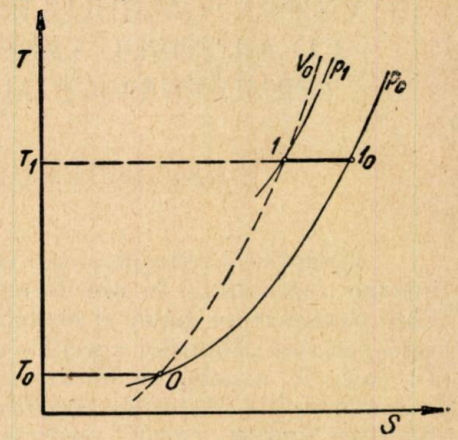


Fig. 2. — Calculul valorii entropiei pentru o izochoră.

a entropiei gazului corespunzătoare temperaturii finale a evoluției izentropice T_2 și la presiunea p_0

$$S_{2_0} = S_{1_0} + \Re \ln \pi. \qquad (1)$$

Valoarea calculată a entropiei S_{2_0} (fără a fi entropia stării *2*) determină, în ipoteza gazelor perfecte, cu ajutorul tabelelor, valoarea temperaturii finale T_2 a evoluției. În acest mod starea finală *2* este determinată.

2. În cazul în care este cunoscut raportul de variație a volumelor $\varepsilon = \frac{V_1}{V_2}$ a stării inițiale și finale, determinarea stării finale se efectuează pe baza următoarelor observații. Fie V_0 volumul ocupat de fluid în starea *1* (fig. 2). Izochora $V_0 = \text{const.}$ intersectează izobara p_0 în punctul *0*.

Între stările *1* și 1_0 putem scrie relația dedusă anterior

$$S_1 = S_{1_0} - \Re \ln \frac{p_1}{p_0},$$

dar raportul presiunilor poate fi exprimat cu ajutorul evoluției izochore *1—0*, unde $\frac{p_1}{p_0} = \frac{T_1}{T_0}$, de unde

$$S_1 = S_{1_0} - \mathcal{R} \ln \frac{T_1}{T_0}. \tag{2}$$

Această mărime reprezintă variația de entropie, la o anumită temperatură T_1, între evoluțiile izochoră și izobară provenite din aceeași stare inițială *0*.

În cazul studiat (fig. 3) pentru starea *1* se poate scrie

$$S_1 = S_{1_0} - \mathcal{R} \ln \frac{p_1}{p_0},$$

iar pentru starea *2*

$$S_2 = S_{2_0} - \mathcal{R} \ln \frac{p_2}{p_0}.$$

Datorită egalității entropiilor pe evoluția *1—2*, rezultă

$$S_{2_0} = S_{1_0} + \mathcal{R} \ln \frac{p_2}{p_1},$$

sau, ținînd seama de legea gazelor perfecte

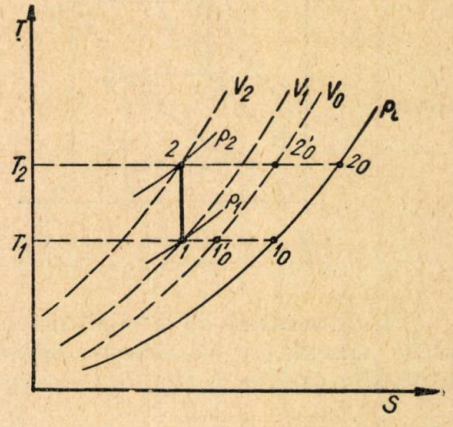


Fig. 3.— Calculul evoluției izentropice atunci cînd se cunoaște variația de volum $\varepsilon = \frac{V_1}{V_2}$.

$$S_{2_0} = S_{1_0} + \mathcal{R} \ln \frac{T_2}{T_1} \cdot \frac{V_1}{V_2} \cdot \frac{T_0}{T_0},$$

care poate fi pusă sub forma

$$S_{2_0} - \mathcal{R} \ln \frac{T_2}{T_0} = S_{1_0} - \mathcal{R} \ln \frac{T_1}{T_0} + \mathcal{R} \ln \varepsilon$$

și din relația (2) rezultă

$$S'_{2_0} = S'_{1_0} + \mathcal{R} \ln \varepsilon. \tag{2'}$$

3. Deci, evoluția izentropică se poate calcula ușor cu ajutorul tabelelor dacă sînt tabelate valorile entropiei pentru izobara p_0 și pentru izochora V_0 în funcție de temperatură.

În cazul în care se cunoaște variația de presiune π, se adaugă la valoarea tabelată a entropiei S_{1_0}, la temperatura T_1 și presiunea p_0 termenul $\mathcal{R} \ln \pi$ (fig. 4 *a*), valoarea

$$S_{2_0} = S_{1_0} + \mathcal{R} \ln \pi,$$

definind temperatura finală, iar în cazul în care se precizează variația de volum ε, se adaugă la valoarea entropiei S_{1_0} la temperatura T_1 și volumul V_0 termenul $\mathcal{R} \ln \varepsilon$ (fig. 4 *b*).

Pentru a ușura calculele se poate utiliza tabela anexă de tipul $\mathcal{R} \ln N$.

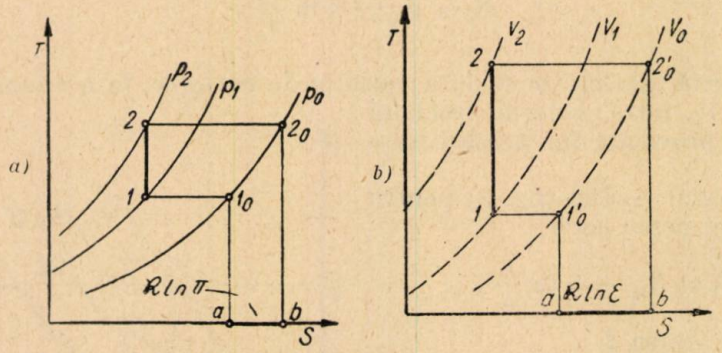


Fig. 4. — Calculul evoluției izentropice : *a*) când se cunoaște variația de presiune π ; *b*) când se cunoaște variația de volum ε.

4. Literatura de specialitate [1], [2] menționează o altă metodă de calcul bazată pe următorul raționament. Să presupunem că originea entropiilor este în S_0 (fig. 5) corespunzătoare temperaturii T_0, la presiunea p_0. În acest caz se poate scrie pentru punctul 1_0

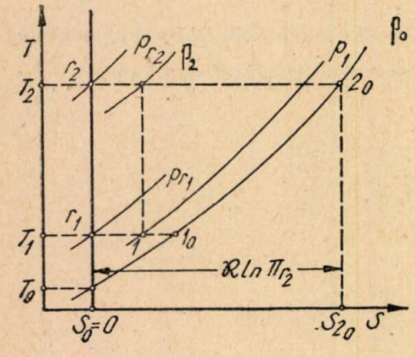


Fig. 5. — Reprezentarea presiunii reduse în diagrama $T-S$.

$$S_{1_0} = \mathcal{R} \ln \frac{p_{r_1}}{p_0}.$$

nî mod identic

$$S_{2_0} = \mathcal{R} \ln \frac{p_{r_2}}{p_0},$$

de unde

$$\ln \frac{p_{r_1}}{p_0} = \frac{S_{1_0}}{\mathcal{R}}, \quad \ln \frac{p_{r_2}}{p_0} = \frac{S_{2_0}}{\mathcal{R}} \tag{3}$$

sau

$$\frac{p_{r_1}}{p_0} = \pi_{r_1} = e^{\frac{S_{1_0}}{\mathcal{R}}}, \quad \frac{p_{r_2}}{p_0} = \pi_{r_2} = e^{\frac{S_{2_0}}{\mathcal{R}}},$$

termeni, denumiți presiuni relative și care pot fi calculați pentru fiecare temperatură.

Pentru o stare oarecare *1*, se demonstrează ușor că

$$\frac{p_{r_2}}{p_{r_0}} = \frac{p_2}{p_1} = \pi, \tag{4}$$

dacă evoluțiile izentropice *1—2* și r_1—r_2 se realizează între aceleași limite de temperaturi. Cum

$$\frac{p_{r_2}}{p_{r_1}} = \frac{p_{r_2}}{p_0} \frac{p_0}{p_{r_1}},$$

obținem relația

$$\pi = \frac{\pi_{r_2}}{\pi_{r_1}} = e^{\frac{s_{2_0} - s_{1_0}}{\mathcal{R}}}. \tag{5}$$

Pe baza acestor relații, calculul se efectuează astfel : se extrage din tabelă valoarea π_{r_1} (corespunzătoare temperaturii T_1) care se înmulțește cu valoarea dată și se obține π_{r_2} care — căutat în tabelă — precizează temperatura finală a evoluției.

Într-un mod asemănător se introduce în calcul noțiunea de volum redus, care se obține printr-un raționament analog, punînd însă condiția volumului constant ; această mărime servește la calculul evoluției izentropice atunci cînd se dă raportul volumelor ε.

5. Din compararea celor două metode prezentate rezultă următoarele : ambele metode sînt principial corecte, cu observația că metoda ce folosește presiunile reduse și volumele reduse necesită un volum mai mare de calcule în elaborarea tabelelor și poate introduce erori de ordinul unui grad de temperatură dacă variația de entropie este de o miime între două grade de temperatură (entropia fiind dată în tabele cu trei zecimale).

Din această cauză trebuie preferată, după părerea autorilor, metoda care folosește direct valorile entropiilor în calcul.

О РАСЧЕТЕ ИЗЕНТРОПНОГО ПРОЦЕССА С ПОМОЩЬЮ ТАБЛИЦ ТЕРМОДИНАМИЧЕСКИХ СВОЙСТВ СОВЕРШЕННЫХ ГАЗОВ

КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ

Авторы анализируют методы расчета конечных величин состояния по изентропному процессу при помощи таблиц с термодинамическими функциями газов в случае, если известно исходное состояние и отношение повышения давления π или отношение роста объема ε, в предположении совершенных газов и пренебрежении явлениями диссоциации. Указывается как возникает приведенное давление p_r, используемое при расчетах в таблицах газов, известных из литературы [1], [2]; авторы определяют приведенное давление как давление, получаемое при определенной заданной температуре T_1 на основании изентропного процесса из давления p_0 при заданном значении энтропии S_r.

Расчет изентропного процесса авторы обусловливают знанием энтропии для любой температуры на изобаре p_0 в случае, если дано

отношение повышения давления π, и знанием значения энтропии для любой температуры по изохоре V_0 (соотношение 2) в случае, если дано отношение роста объема ε. Расчет производится при помощи соотношений (1) и (2′).

ОБЪЯСНЕНИЕ РИСУНКОВ

Рис. 1. — Расчет изентропного процесса, показанного на диаграмме $T—S$.
Рис. 2. — Расчет значения энтропии для одной изохоры.
Рис. 3. — Расчет изентропного процесса при известном изменении объема $\varepsilon = \frac{V_1}{V_2}$.
Рис. 4. — Расчет изентропного процесса: *a*) когда известна вариация давления π; *b*) когда известна вариация объема ε.
Рис. 5. — Изображение пониженного давления на диаграмме $T—S$.

DU CALCUL DE L'ÉVOLUTION ISENTROPIQUE AU MOYEN DES TABLEAUX DES PROPRIÉTÉS THERMODYNAMIQUES DES GAZ PARFAITS

RÉSUMÉ

Les auteurs analysent la méthode de calcul des grandeurs d'état final d'une évolution isentropique, au moyen des tableaux contenant les fonctions thermodynamiques des gaz, lorsqu'on connaît l'état initial et le rapport de l'augmentation de la pression π, ou bien le rapport de l'augmentation du volume ε, dans l'hypothèse des gaz parfaits et dans le cas où le phénomène de dissociation est négligé. Ils indiquent la manière dont la pression réduite π_r, employée dans les calculs, apparaît dans les tableaux des gaz connus dans la littérature [1], [2]. La pression réduite est définie comme la pression que l'on obtient à une température donnée T_1, en partant d'une évolution isentropique à la pression p_0, en admettant pour l'entropie la valeur S_r.

Pour le calcul de l'évolution isentropique, les auteurs proposent de connaître la valeur de l'entropie, à toute température, soit sur l'isobare p_0, lorsqu'on donne le rapport de l'augmentation de la pression π, soit sur l'isochore V_0 (relation (2)) lorsque c'est le rapport de l'augmentation du volume ε qui est donné. Le calcul est effectué au moyen des relations (1) et (2′).

EXPLICATION DES FIGURES

Fig. 1. — Calcul de l'évolution isentropique exprimé graphiquement par le diagramme $T—S$.
Fig. 2. — Calcul de la valeur de l'entropie pour une isochore.

Fig. 3. — Calcul de l'évolution isentropique, lorsque l'on connaît la variation du volume $\varepsilon = \frac{V_1}{V_2}$.

Fig. 4. — Calcul de l'évolution isentropique ; *a*) dans le cas où la variation de pression π est connue ; *b*) dans le cas où la variation de volume ε est connue.

Fig. 5. — Représentation de la pression réduite dans le diagramme $T-S$.

BIBLIOGRAFIE

1. . * . *Таблицы термодинамических свойств газов.* Госэнергоиздат, Москва, 1953,
2. J. KEENAN, J. KAY, *Gas tables.* Chappmann & Hall, London, 1948.

ASPECTE DIN CERCETAREA ŞI REALIZAREA CAZANULUI INDUSTRIAL VUIA I. E. 1 t/h*)

DE

N. ANTONESCU, C. HAIDUC şi L. COSTEA

1. CAZANUL VUIA ORIGINAL, NECESITĂŢI DE ÎMBUNĂTĂŢIRE ŞI DOMENIU DE UTILIZARE

Împins de necesitatea perfecţionării sau inventării unor noi maşini pentru tracţiune, care să fie uşoare, economice şi rezistente, Traian Vuia a cercetat, încă din epoca primelor sale zboruri, posibilităţile de adaptare în acest scop a unui agregat cazan — turbină de abur. Adoptarea şi găsirea unor soluţii noi, necesare scopului pentru care era destinat, au făcut din cazanul Vuia destinat aviaţiei un cazan de concepţie originală în ansamblu. Pe baza datelor experimentale obţinute prin cercetarea cazanului Vuia original [1], [2], [3], se vor analiza în continuare posibilităţile de transformare a acestui cazan — de o construcţie specifică scopului pentru care a fost destinat — în vederea utilizării lui în diverse domenii energetice şi industriale.

Principalele caracteristici care se cer unui agregat energetic sau industrial sînt : siguranţa în funcţionare, stabilitatea regimului şi economicitatea maximă privind atît investiţiile cît şi cheltuielile de exploatare.

Privind cazanul Vuia original din aceste puncte de vedere, apar posibilităţi mari de îmbunătăţire şi prin aceasta posibilităţi largi de aplicabilitate.

a. Siguranţa în funcţionare a instalaţiei de cazan Vuia este legată atît de condiţiile interne de funcţionare (solicitarea materialelor) cît şi de natura schemei în care funcţionează cazanul.

În privinţa solicitării materialelor, trebuie acordată o atenţie deosebită regimului termic de solicitare a primei serpentine care, atît din punctul de vedere al regimului termic intern, cît şi din punctul de vedere

*) Lucrare prezentată Institutului de energetică la data de 28 mai 1959.

al regimului termic extern, lucrează în condiţii grele de rezistenţă a materialului.

La cazanul original, în camera care înconjoară tubul focar, s-au admis viteze foarte mari ale gazelor, de circa 70—100 m/s, ceea ce duce la fluxuri termice de intensităţi mari şi la necesitatea executării serpentinelor din oţeluri speciale. Cantitatea de căldură cedată de gazele de ardere în această cameră (inclusiv căldura primită prin radiaţie de la tub) reprezintă 60—70% din cantitatea totală de căldură cedată iar în celelalte camere cîte 4—20%. Se impune deci o repartiţie mai uniformă a fluxurilor termice pe camere, prin micşorarea fluxurilor din prima cameră, ceea ce se poate realiza prin micşorarea corespunzătoare a vitezei gazelor în această cameră.

Schema de funcţionare a cazanului are un rol deosebit de important în realizarea siguranţei de funcţionare. În schema originală de străbatere forţată, variaţiile de debit ale pompei de apă antrenează variaţii foarte mari de temperatură a aburului emis de cazan. În aceste condiţii, ţinînd seama şi de caracteristica de inerţie a cazanului, se ajunge în situaţia că la variaţii mai mari de debit, chiar conducerea atentă sau sistemele de siguranţă ale cazanului nu sînt suficiente pentru evitarea avariei.

b. Stabilitatea în funcţionare a cazanului este a doua condiţie a unui agregat de bază. Stabilitatea este în special determinată de schema de funcţionare a cazanului. Parametrii aburului, în schema originală de străbatere forţată, fiind legaţi direct de condiţiile de alimentare, stabilitatea lor este dictată de stabilitatea de funcţionare a alimentatorilor. Dacă într-un regim fix de funcţionare şi excluzînd accidentele, se poate asigura o alimentare constantă şi proporţională cu apă, combustibil şi aer, acest lucru este imposibil de realizat cînd cazanul funcţionează la debite variabile. Chiar un sistem foarte perfecţionat de automatizare nu va putea asigura stabilitatea parametrilor aburului decît în cazul cînd variaţiile de sarcină impuse nu dau, în interval de circa 40 s, variaţii ale parametrilor aburului mai mari decît cele admise pentru cazul respectiv de utilizare.

De altfel, datorită inerţiei termice atît de mici, automatizarea cazanului este foarte dificilă, la aceasta contribuind şi faptul că zona de trecere apă-abur fiind variabilă ca poziţie, funcţie de debit şi de parametrii, nu se poate prelua un impuls anticipat din această zonă şi nici nu se poate introduce, din motive constructive, o ţeavă de semnal în scurtcircuit ca la alte cazane.

c. Economicitatea de investiţii şi cheltuieli de exploatare sînt de asemenea elmente de cea mai mare importanţă în aprecierea unui cazan energetic sau industrial. Din punctul de vedere al investiţiilor, schema originală de străbatere forţată necesită un minim de agregate auxiliare de alimentare, necesitînd în schimb instalaţii suplimentare costisitoare de preparare a apei şi de automatizare. Într-adevăr, străbaterea forţată impune o calitate deosebită apei de alimentare (duritate normală a apei 0,05°), ceea ce necesită pentru preparare, fie distilatoare termice, fie instalaţii de demineralizare completă a apei, ambele costisitoare şi cu consumuri ridicate în exploatare. Astfel, avantajul prim al simplităţii

sistemului de alimentare este neînsemnat față de complexitatea instalațiilor de deservire auxiliare din schema de alimentre și față de complexitatea sistemului de automatizare necesar în funcționare.

Se impune deci modificarea schemei pentru a putea purja cazanul și deci a utiliza apă netratată sau tratată chimic (procedeu mult mai ieftin decît distilarea). De asemenea, realizarea unor condiții funcționale care să simplifice automatizarea, ca evitarea deplasării zonei de vaporizare la modificarea debitului și crearea unei rezerve de apă în circuitul cazanului care să permită o reglare separată a pompei de alimentare.

Economicitatea de investiții și în special de exploatare a instalației de alimentare a cazanului este determinată în mare măsură și de însăși construcția cazanului. Trebuie remarcat că, din acest punct de vedere, soluția adoptată original de Vuia asigură un volum și o greutate minimă instalației, caracteristici de primă importanță unui cazan destinat transportului, însă conduce la o funcționare neeconomică din punctul de vedere al unei instalații industriale sau energetice. În special soluția de intensificare a transmisiei de căldură prin mărirea vitezei de circulație a gazelor antrenează, dacă se depășește viteza economică, un consum foarte ridicat de energie pentru acoperirea pierderilor mari de presiune. Acest caz este întîlnit la cazanul Vuia unde, pentru a asigura viteze mari de circulație a gazelor, se admit pierderi de presiune de 1 000—1 500 mm CA. Aceste pierderi, create de condițiile interne ale cazanului, sînt mult mărite și din cauza construcției particulare a arzătorului de combustibil. Pierderile globale ajung astfel la 2 000—3 000 mm CA, ceea ce necesită pentru acoperire o suflantă de construcție specială și provoacă un consum de energie orară de circa 10 kWh/t abur.

Pentru a putea fi adaptat utilizărilor industriale, pierderile totale de presiune în arzător și cazan nu trebuie să depășească 300—500 mm CA.

Pe baza acestor considerente funcționale, analizate mai sus, se pot stabili posibilitățile de îmbunătățire a schemei originale de funcționare.

Schema de străbatere forțată trebuie eliminată ca schemă posibilă pentru un cazan industrial deoarece, după cum s-a arătat, este dezavantajoasă atît din punct de vedere funcțional cît și economic.

Schema de străbatere forțată cu separator, care prezintă avantajul delimitării precise a zonei de vaporizare, posibilitatea purjării apei cu concentrație mare de săruri și o rezervă de circa 10% din debitul apei de alimentare pentru siguranța cazanului, poate avea unele utilizări industriale la consumatori, unde sarcina este constantă. La consumatori cu sarcină variabilă, apare dificultatea controlului și reglării umidității aburului la intrare în separator.

Schema de circulație forțată este schema care satisface în cea mai mare măsură necesitățile economice și funcționale ale consumatorilor industriali. Această schemă permite o exploatare economică a cazanului și o siguranță suficientă în funcționare. Rezultatele aplicării acestei scheme la cazanul Vuia vor fi analizate detaliat în capitolul următor.

Schema de circulație naturală, cu toate avantajele ei funcționale, nu se aplică cazanului Vuia deoarece elimină unele avantaje economice esențiale : gabaritul redus și consumul specific mic de materiale.

2. MODIFICĂRILE CAZANULUI VUIA ORIGINAL

Avînd în vedere analiza prezentată mai sus, la cazanul Vuia I.E. a fost adoptată schema de circulaţie forţată. Datorită faptului că în această schemă este inclus un tambur cu un volum de apă de circa 200 l, iar prin serpentinele sistemului fierbător circulă un debit de 8—10 ori mai mare decît debitul nominal (la ieşire din cazan titlul aburului este 10—20%), inerţia cazanului este mărită pînă la gradul unei conduceri manuale comode. În aceste condiţii de inerţie şi dispunînd de o separaţie precisă între zona de apă şi cea de abur saturat, semiautomatizarea cazanului sau automatizarea lui completă este mult simplificată.

În cazul de faţă poate fi adoptat un sistem compus dintr-un releu de nivel care printr-un dispozitiv simplu permite menţinerea nivelului constant în tambur şi o reglare simultană a debitului de combustibil şi aer comandat de un releu de presiune pe conducta de abur debitat.

Dispunînd de posibilitatea de a purja soluţia cu conţinut mare de săruri din tambur, se poate utiliza o apă de alimentare produsă cu instalaţiile obişnuite industriale de epurare sau cu un filtru cationic, nemaifiind necesar condensat sau apă distilată la alimentare.

Schema cazanului Vuia cu circulaţie forţată este cea din figura 1.

Din cercetările experimentale asupra cazanului original Vuia I.E. 1 t/h a reieşit că neuniformitatea hidrodinamică duce la o neuniformitate termică foarte ridicată, uneori chiar peste limita admisă de material. Astfel, la o producţie de 1 t/h abur la 13 ata şi 250°C şi o sarcină termică de 60% a primei camere, rezultă valorile date în tabela 1.

Tabela 1

χ%	$\Delta i - \Delta i_m$	i_2	t_2
0	0	699,40	250
2	8,16	707,46	265
4	16,32	715,72	280
6	24,48	723,88	295
8	32,64	732,04	311
10	40,80	740,20	326
12	48,96	748,36	342

În cazul schemei cu circulaţie forţată, datorită titlului scăzut al aburului, o neuniformitate chiar foarte mare între ţevi va avea ca efect creşterea titlului aburului în ţeava respectivă, însă nu şi o ridicare a temperaturii fluidului, aceasta rămînînd pe pragul de saturaţie.

În tabela 2, se dau variaţiile de titlu datorită neuniformităţii calculate pentru presiunea aburului de 13 ata şi în ipoteza că în prima cameră a cazanului se preia 60% din întreaga cantitate de căldură cedată în cazan.

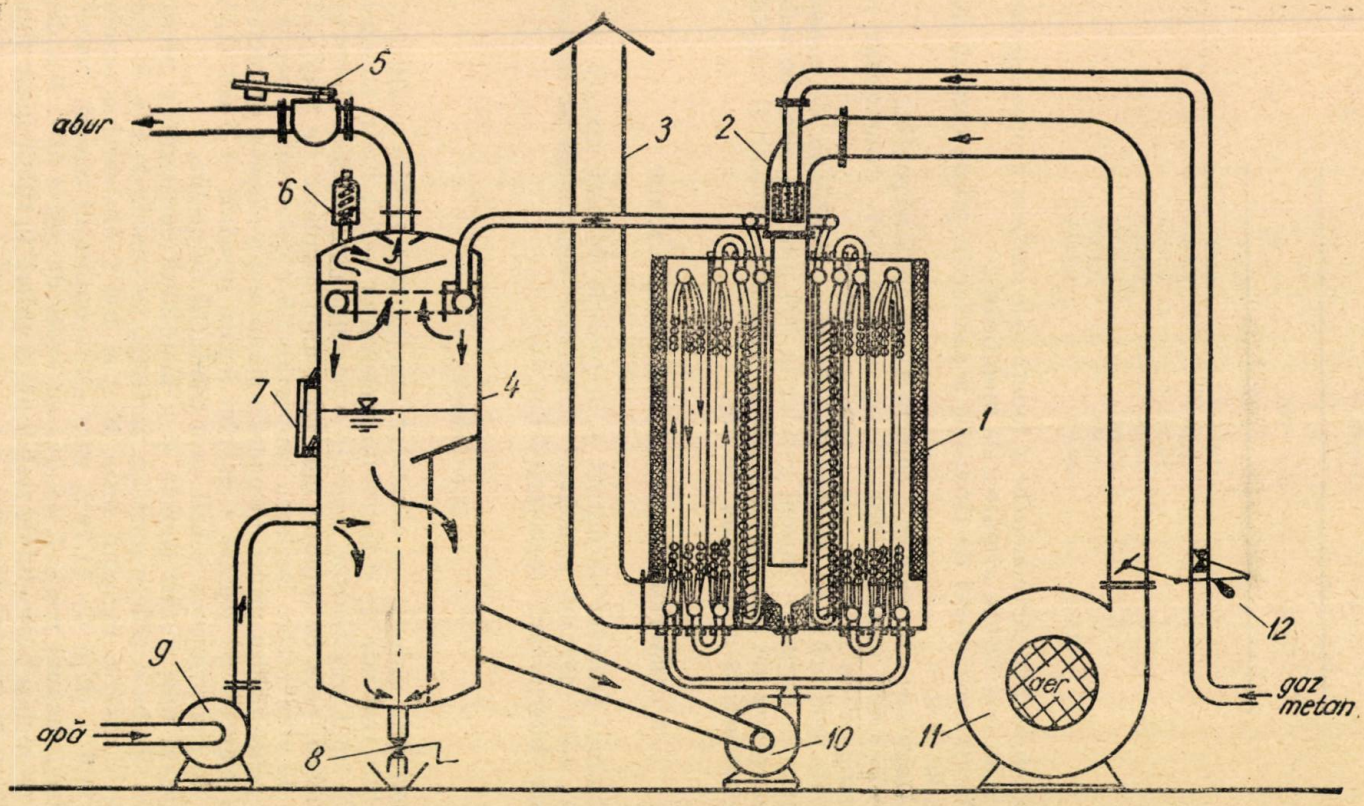


Fig . 1. — Schema instalației cazanului Vuia I.E. 1 t/h.

1, cazan; *2*, omogenizator; *3*, coș; *4*, tambur separator; *5*, regulator de presiune; *6*, supapă de siguranță; *7*, sticlă de nivel; *8*, ventil de scurgere; *9*, pompă de alimentare; *10*, pompă de circulație; *11*, suflantă; *12*, reglajul focului.

Tabela 2

χ%	$\Delta i - \Delta i_m$	χ
0	0	0,10
2	8,16	0,1017
4	16,32	0,1035
6	24,48	0,1052
8	32,64	0,1069
10	40,80	0,1087
12	48,96	0,1135

Din considerentele economice şi funcţionale arătate, asupra cazanului propriu-zis au fost făcute următoarele modificări :

a. Reducerea vitezei de circulaţie a gazelor în prima cameră de la 114,5 m/s la 80 m/s.

b. Amplasarea în primele 3 camere a cîte două serpentine.

c. Adoptarea unui arzător de tip amestecător, caracterizat prin pierderi minime de presiune ale ambelor fluide.

Aceste modificări au condus la reducerea pierderilor de presiune în instalaţia de cazan pe traseul gazelor la 500 mm CA, ceea ce reduce sensibil consumul de energie electrică al grupului auxiliar şi simplifică soluţia constructivă a suflantei de aer.

3. CARACTERISTICILE CAZANULUI VUIA I. E. 1t/h

În timpul probelor de durată şi în probele de performanţă pentru omologare, s-au măsurat principalii parametri funcţionali ai cazanului în vederea determinării caracteristicilor lui.

3.1. Arderea

În privinţa arderii, s-a constatat funcţionarea stabilă şi arderea de bună calitate realizată de sistemul omogeneizator — tub focar. Omogeneizatorul, de tipul amestecător, necesită o presiune constantă la alimentarea cu gaz metan, ceea ce impune montarea unui regulator de presiune pe conducta de alimentare. Reglarea proporţională a debitului de aer şi gaz metan se poate realiza printr-o comandă simultană a clapetei de reglare a aerului şi clapetei de reglare a gazului legate mecanic şi o corectare a debitului de gaz printr-un ventil pe o conductă de ocolire.

În cazul unei dozări corecte şi a menţinerii constante a presiunii gazului, se obţine o ardere aproape perfectă, procentul de CO_2 în gazele de ardere la diverse regimuri între 40% şi 100% din sarcina nominală fiind de 11,6% (faţă de 11,78% care este conţinutul maxim teoretic). Practic deci, cazanul poate fi condus cu exces de aer $\alpha \approx 1$. S-a determinat de asemenea domeniul de stabilitate a arderii în tubul focar funcţie de sarcină şi de excesul de aer.

Stabilitatea flăcării pentru excese de aer $\alpha > 1$ este bine delimitată funcție de sarcină, la depășirea unui anumit exces de aer arderea nemaifiind continuă, ci cu rateuri puternice.

Pentru determinarea curbei de stabilitate au fost făcute o serie de încercări cu cazanul la diverse sarcini în imediata vecinătate a regimului de apariție a rateurilor.

Rezultatele încercărilor sînt date în tabela 3 și în diagrama din figura 2.

Tabela 3

Nr.	Debitul de gaz metan D_g	Sarcina termică a cazanului Q	Analiza gazelor de ardere la coș			Excesul de aer α
			CO_2	O_2	CO	
—	Nm^3/h	kcal/h	%	%	%	—
1	37,8	323 000	7,8	6,6	—	1,410
2	44,8	383 000	8	6,3	—	1,382
3	50,7	433 000	7,9	6,4	—	1,385
4	53,5	457 000	8,5	5,5	—	1,318
5	59,8	511 000	9,4	4,2	—	1,221
6	68,1	582 000	9,8	3,4	—	1,172
7	68,7	587 000	9,9	3,4	—	1,171

Puterea calorifică inferioară a gazului metan $P_i = 8\,540$ kcal/Nm^3. Sarcina termică nominală a cazanului $Q_{nom} = 750.10^3$ kcal/Nm^3.

Din analiza diagramei rezultă că la sarcini reduse (pînă la 50% din cea nominală) excesul de aer poate varia în limite largi depășind valoarea de 1,4. În domeniul sarcinilor ridicate, excesul de aer maxim

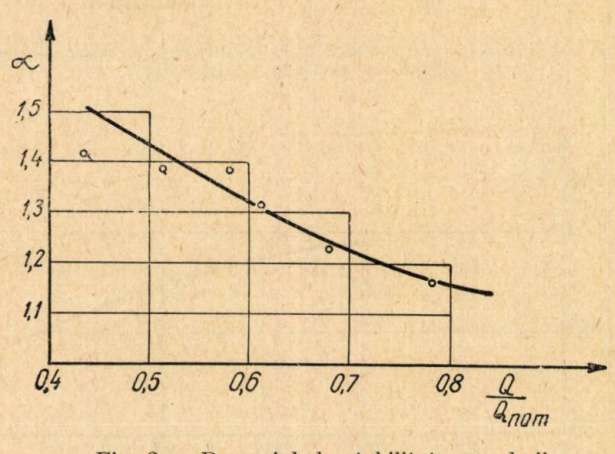


Fig. 2. — Domeniul de stabilitate a arderii.

admis se reduce sensibil, ceea ce impune o atenție mai mare în conducerea focului.

Faţă de alte dispozitive de ardere încercate la cazanul Vuia I.E. şi la alte cazane Vuia, sistemul actual adoptat are cel mai întins domeniu de stabilitate. Aceasta se datoreşte în special cărămizii groase refractare montate la capătul tubului focar care prin încălzire în funcţionare are rolul de stabilizator al arderii.

3.2. Temperatura gazelor de ardere la coş

Temperatura la coş este legată de temperatura apei pe care pompa de circulaţie o trimite în cazan. Această apă,un amestec de apă la temperatura de saturaţie rezultată din separarea emulsiei şi apa de alimentare la temperatură relativ joasă, are o temperatură rezultantă medie t_m,

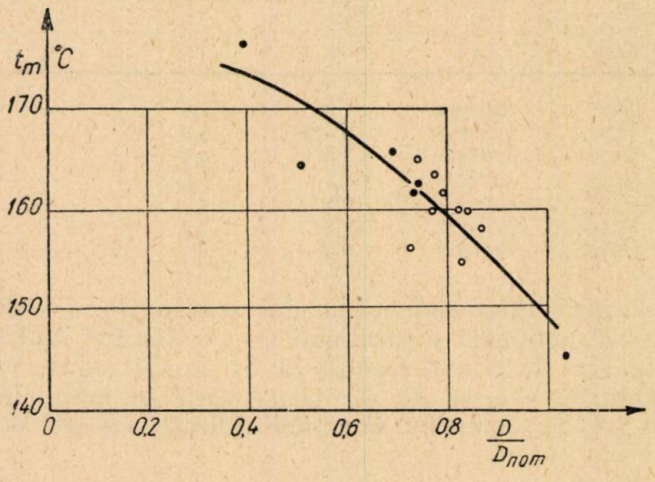


Fig. 3. — Variaţia temperaturii apei la intrarea în cazan funcţie de sarcina relativă a cazanului.

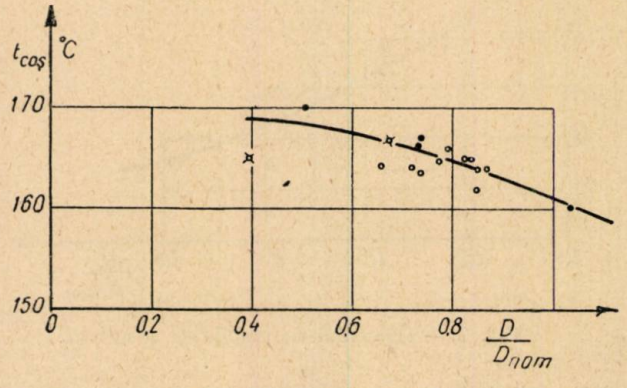


Fig. 4. — Variaţia temperaturii gazelor de ardere la coş funcţie de sarcina relativă a cazanului.

care variază cu coeficientul de circulație și deci cu sarcina cazanului. În diagrama din figura 3, se dă variația temperaturii apei ce intră în cazan funcție de sarcina relativă a cazanului.

Curba are alură descendentă deoarece pompa de circulație avînd un debit aproape constant, coeficientul de circulație scade la mărirea sarcinii cazanului.

Temperatura gazelor la coș este funcție directă de temperatura apei ce intră în cazan. Astfel se explică faptul că temperatura gazelor de ardere la coș scade cu creșterea sarcinii cazanului, în timp ce la alte cazane, cu temperatura constantă a apei de alimentare, temperatura gazelor la coș crește cu creșterea sarcinii. Variația temperaturii gazelor de ardere la coș cu sarcina relativă a cazanului este dată în figura 4.

. 3. Randamentul cazanului

În diagrama din figura 5 sînt date, funcție de sarcina relativă a cazanului, pierderile parțiale q_2 (prin entalpia gazelor de ardere la coș), q_3 (prin produse de ardere incompletă) și q_5 (prin căldura pierdută în mediul ambiant, neetanșeități ale conductei de gaz metan și amestec combustibil și prin scăpări de abur la labirinți și neetanșeități).

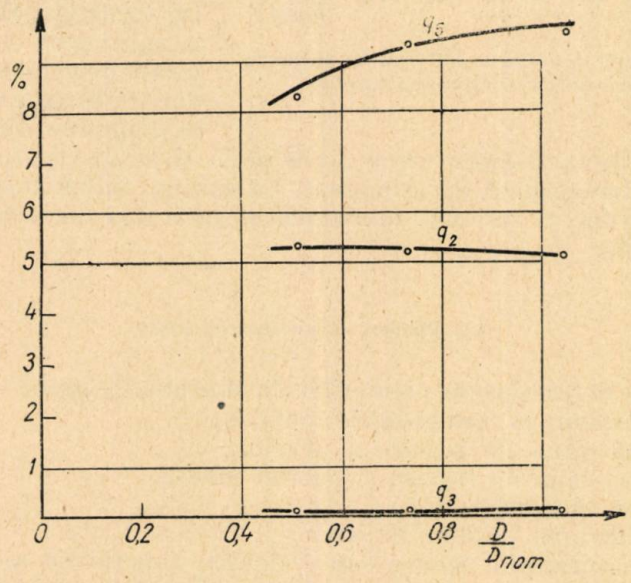


Fig. 5. — Variația pierderilor parțiale ale cazanului funcție de sarcina relativă a cazanului.

Pierderile q_2, prin entalpia gazelor evacuate la coș, sînt mici datorită temperaturii joase a gazelor, excesului mic de aer la ardere și faptului că excesul de aer nu se mărește pe traseul gazelor la coș.

Pierderile q_3 sînt foarte mici, la o conducere corectă a focului ele putînd fi nule (CO = 0).

Pierderile în exterior q_5 sînt deosebit de mari datorită unor particularităţi constructive ale prototipului încercat :

— cazanul, tamburul separator şi conductele neizolate,
— armături neetanşe pe circuitul de abur,
— vana de reglare a gazului metan neetanşă,
— scăpări de amestec gaz metan-aer pe lîngă vizorul tubului focar.

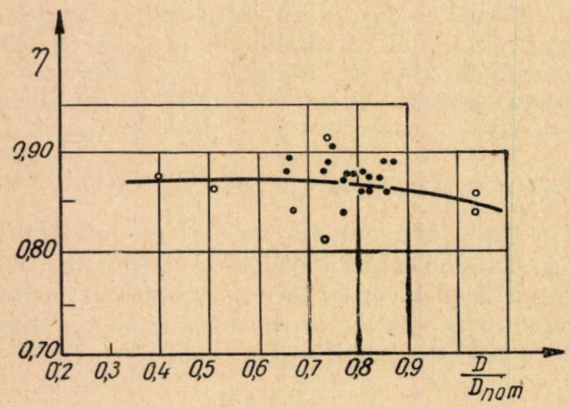


Fig. 6. — Variaţia randamentului brut al cazanului funcţie de sarcina relativă a cazanului.

La cazanul proiectat pentru fabricare în serie, au fost luate măsuri constructive de reducere a acestor pierderi astfel ca ele să nu depăşească 2%.

Prin însumarea pierderilor parţiale din diagrama din figura 5, se obţin pierderile totale şi se poate determina randamentul brut al cazanului.

Randamentul cazanului, calculat direct din raportul cantităţii utile de căldură la cantitatea de căldură furnizată de combustibil, funcţie de sarcina relativă, este redat în diagrama din figura 6.

Curba de randament are o alură plată şi puţin căzătoare la sarcini ridicate pentru cazanul experimental. La cazanul îmbunătăţit, prin reducerea pierderilor în exterior, randamentul va fi mai mare cu circa 5% la toate sarcinile.

3.4. Pierderi de presiune în cazan

Pentru determinarea pierderilor de presiune în cazan s-a determinat presiunea gazelor în următoarele puncte :

— după vana de reglare a aerului,
— după vana de reglare a gazului metan,
— după omogeneizator,
— la intrarea gazelor în coş.

Din măsurătorile făcute s-au calculat, funcţie de sarcina relativă a cazanului, pierderile de presiune ale traseului cazanului (fără omogeneizator şi coş), pierderile de presiune pe circuitul aer-gaze de ardere şi pierderile de presiune pe circuitul gaz metan-gaze de ardere. Curbele respective sînt date în diagrama din figura 7.

Din diagrame rezultă că pentru sarcina de 1 t/h pierderile de presiune în cazan sînt de 270—310 mm CA, presiunea necesară la alimentarea cu gaz metan 420—470 mm CA iar presiunea necesară aerului la ieşirea din suflantă şi sistemul de reglare 490—580 mm CA.

Din aceste cifre se vede că pierderile de presiune au fost reduse de circa 6 ori faţă de cazanul Vuia original.

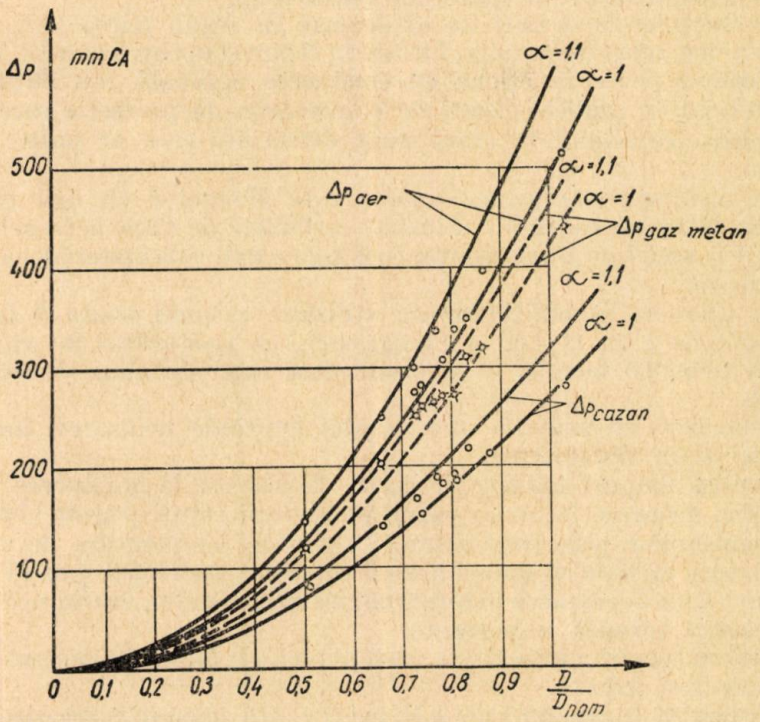


Fig. 7. — Variaţia pierderilor de presiune în cazan, pe circuitul aerului şi pe circuitul gazului metan, funcţie de sarcina relativă a cazanului.

3.5. Consumul de energie

Consumul de energie la grupul de alimentare (suflantă, pompă de alimentare şi pompă de circulaţie) este practic constant la variaţia sarcinii cazanului datorită sistemelor de reglare adoptate pentru reglarea debitelor suflantei şi pompei de alimentare.

Acest consum este de circa 7 kWh/h şi reprezintă, calculat pentru un consum specific mediu de abur la producerea energiei electrice de 6 kg/kWh, o scădere a randamentului net al instalaţiei faţă de randamentul brut al cazanului de 4%.

4. EXPLOATAREA CAZANULUI VUIA I. E.

Avantajele economice ale cazanului Vuia I.E. sînt analizate într-o lucrare separată. În rezumat aceste avantaje, în comparaţie cu cazanul industrial Manotehnica de 60 m² (1 t/h abur saturat) sînt :

— cost de investiţii redus (circa 75%),

— ancombrament mic şi posibilitate de montare fără restricţii în clădiri (costul clădirii circa 33%),
— consum redus de materiale (circa 3%),
— cheltuieli mai mici de exploatare în regim (circa 95%),
— timp scurt de pornire, intrare în regim şi oprire (circa 8%).

Cazanul poate funcţiona cu conducere manuală sau automatizat, fiind protejat în ambele cazuri de o instalaţie de protecţie care opreşte funcţionarea cazanului în cazul unor defecţiuni care ar putea produce o avarie.

În instalaţie completă, cazanul este alimentat cu apă proaspătă printr-un filtru cu cationiţi, utilizînd cărbunele de Căpeni ca schimbător de ioni. Un astfel de filtru are un cost redus datorită materialelor pe care le utilizează.

În privinţa posibilităţilor de utilizare, cazanul poate fi folosit ca producător de abur (1 t/h la 13 kgf/cm^2), ca producător de apă supraîncălzită (600 000 kcal/h) şi ca producător mixt de abur şi apă supraîncălzită.

Domeniul de utilizare a cazanului cuprinde utilizatori industriali, energetici şi în transporturi.

Pentru scopuri industriale poate fi utilizat la producere de abur tehnologic, deoarece în aceste cazuri parametrii ceruţi pentru abur sînt în limita presiunilor joase (maximum 13 ata) şi la temperatura de saturaţie. Consumatorii trebuie să îndeplinească condiţia ca debitul maxim momentan cerut să nu depăşească debitul maxim al cazanului, acesta nedispunînd de o rezervă termică importantă.

Pentru scopuri de încălzire cazanul poate fi folosit în centrale termice industriale sau urbane.

Utilizarea cazanului Vuia I.E. pentru alte scopuri energetice se limitează la instalaţii mobile de forţă sau la termificare. Astfel de instalaţii au o largă aplicabilitate pe şantierele de construcţii în agricultură şi în zootehnie.

În transporturi cazanul poate fi folosit pentru servicii auxiliare, la încălzirea trenurilor Diesel şi electrice şi drept caldarină pentru nave.

Din utilizările speciale, amintim folosirea cazanului în laboratoare de cercetări şi industriale.

НЕКОТОРЫЕ ДАННЫЕ ПО ИССЛЕДОВАНИЮ И КОНСТРУИРОВАНИЮ ПАРОВОГО КОТЛА ВУЯ И. Е., ПРОИЗВОДИТЕЛЬНОСТЬЮ 1 Т/Ч, ДЛЯ ПРОМЫШЛЕННЫХ УСТАНОВОК

КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ

В порядке освоения изобретений Траяна Вуя, Институт энергетики Академии Румынской Народной Республики провел ряд исследований в целях усовершенствования парового котла Вуя для успеш-

ного использования его в более широкой области промышленных и энергетических установок. В результате анализа, основанного на термическом и функциональном исследовании прототипа котла, было принято решение о переводе котла на работу в схеме принудительной циркуляции, понижении скорости горючих газов в циркуляционных камерах, размещении нескольких змеевиков в одной камере и применении горелки смесительного типа.

Сконструированный таким образом паровой котел Вуя И. Е., производительностью 1 т/ч, промышленного типа подвергался испытанию на длительность работы и на технические показатели; полученные кривые и технические данные приведены в статье.

В заключение излагаются основные преимущества котла Вуя И. Е. и область его применения.

ОБЪЯСНЕНИЕ РИСУНКОВ

Рис. 1. — Схема установки котла Вуя И. Е. 1 т/ч.
1, котел; *2*, гомогенизатор; *3*, дымоход; *4*, сепараторный; цилиндр; *5*, регулятор давления; *6*, предохранительный клапан; *7*, водомерное стекло; *8*, продувной вентиль; *9*, питающий насос; *10*, циркуляционный насос; *11*, воздуходувка; *12*, регулировка огня.
Рис. 2. — Область устойчивости горения.
Рис. 3. — Вариация температуры воды на входе в котел в зависимости от относительной нагрузки котла.
Рис. 4. — Вариация температуры отработавших газов в дымовой трубе в зависимости от относительной нагрузки котла.
Рис. 5. — Вариация частичной потери котла в зависимост от относительной нагрузки котла.
Рис. 6. — Вариация валовой к.п.д. котла в зависимост от относительной нагрузки котла.
Рис. 7. — Вариация потери давления в котле, в воздушном и газовом тракте в зависимости от относительной нагрузки котла.

OBSERVATIONS CONCERNANT L'ÉTUDE ET LA RÉALISATION DE LA CHAUDIÈRE INDUSTRIELLE VUIA I.E. DE 1 t/h

RÉSUMÉ

En suivant l'idée de la mise en valeur des réalisations de Traian Vuia, l'Institut d'Energétique de l'Académie de la République Populaire Roumaine a procédé à des recherches tendant à modifier la chaudière Vuia originale, afin qu'elle puisse satisfaire à un large domaine d'utilisation énergétique et industrielle. Après une analyse fondée sur les études thermiques du fonctionnement de la chaudière originale, on s'est arrêté à la solution de la chaudière fonctionnant à circulation forcée, à la réduction de la vitesse des gaz de combustion dans les chambres de circulation, à l'emploi de plusieurs serpentins dans une chambre et à l'adoption d'un brûleur-mélangeur.

L'installation de la nouvelle chaudière industrielle Vuia I.E. de 1 t/h une fois réalisée, a été soumise aux essais de durée et de performance,

qui ont fourni les courbes et les données caractéristiques présentées dans ce travail.

Pour conclure, les auteurs font ressortir les principaux avantages de la chaudière Vuia I.E., tout en indiquant son domaine d'utilisation.

EXPLICATION DES FIGURES

Fig. 1. — Schéma de l'installation de la chaudière Vuia I.E. de 1 t/h.
1, chaudière ; *2*, homogénéisateur ; *3*, cheminée ; *4*, tambour séparateur ; *5*, régulateur de pression ; *6*, soupape de sûreté ; *7*, indicateur ; *8*, robinet d'écoulement ; *9*, pompe d'alimentation ; *10*, pompe de circulation ; *11*, soufflante ; *12*, réglage du feu.

Fig. 2. — Domaine de stabilité de la combustion.

Fig. 3. — Variation de la température de l'eau à l'entrée de la chaudière en fonction de la charge relative de la chaudière.

Fig. 4. — Variation de la température des gaz de combustion dans la cheminée en fonction de la charge relative de la chaudière.

Fig. 5. — Variation des pertes particlles de la chaudière en fonction de la charge relative de la chaudière.

Fig. 6. — Variation du rendement brut de la chaudière en fonction de la charge relative de la chaudière.

Fig. 7. — Variation des pertes de pression dans la chaudière, dans les circuits de l'air et du gaz méthane en fonction de la charge relative de la chaudière.

BIBLIOGRAFIE

1. N. ANTONESCU, C. HAIDUC, E. KIMMEL, L. COSTEA, *Regimul termic şi hidrodinamic al cazanului experimental „Vuia"*, Studii şi cercetări de energetică, **VIII**, *1*, 21 (151).
2. N. ANTONESCU, *Asupra schemelor de circulaţie la cazanul Vuia.* Studii şi cercetări de energetică, **VIII**, *2*, 219 (1958).
3. N. ANTONESCU, C. HAIDUC, E. KIMMEL, L. COSTEA, *Asupra caracteristicilor de funcţionare a cazanului Vuia.* Studii şi cercetări de energetică, *4*, 537 (1958).

UNELE PROBLEME ALE MĂCINĂRII LIGNIŢILOR CU AJUTORUL MORII VENTILATOR*)

DE

N. PĂNOIU, I. CARABOGDAN, G. SINGER şi C. CAZACU

La nivelul actual al tehnicii mondiale, instalaţiile energetice de putere mijlocie şi mare folosesc combustibilul solid în stare pulverizată. Deşi problema prezintă o deosebită importanţă din punct de vedere energetic, nu au existat pînă în prezent decît cercetări sporadice privind arderea lignitilor în stare pulverizată.

În general, metodele de măcinare a combustibililor superiori, sînt cunoscute în literatura de specialitate, spre deosebire de cele care se referă la ligniţi, pentru care cunoştinţele sînt foarte limitate, ceea ce are ca urmare situarea problemei pe primul plan în orientarea cercetărilor energetice din ţara noastră. Este suficient numai să arătăm că datorită complexităţii factorilor şi fenomenelor care apar în decursul procesului, nu a fost posibilă pînă în prezent elaborarea unei teorii complete şi reale asupra procesului de măcinare a combustibililor solizi. În domeniul măcinării ligniţilor, în cadrul Institutului de energetică au fost efectuate studii teoretice şi experimentale atît pe instalaţii de laborator cît şi pe instalaţii industriale [1], [2].

Cercetările efectuate au scos în evidenţă particularităţile măcinării ligniţilor şi în special rezistenţa ridicată la măcinarea acestora [1], [2], [3], [4].

Astfel, în tabela 1 se arată rezultatele cercetărilor efectuate pentru determinarea coeficientului de măcinabilitate a ligniţilor din principalele bazine de lignit, comparativ cu rezultatele obţinute de cercetătorii din U.R.S.S. şi R.P.B. pentru cărbune de analiză tehnică similară cărbunilor noştri.

Din datele prezentate se constată că rezistenţa la măcinare a ligniţilor romîneşti depăşeşte apreciabil rezistenţa cărbunilor bruni din U.R.S.S.

---

*) Lucrare prezentată Institutului de energetică la data de 28 aprilie 1959.

şi R.P.B. Totodată se constată creşterea rezistenţei la măcinare cu creşterea conţinutului de umiditate.

Tabela 1

Cărbune	U %	A %	m VTI
Schitu Goleşti	11,16	31,34	0,77
Căpeni	13,93	28,71	0,86
Rovinari	20,59	34,27	0,67
Rovinari	17,70	36,40	0,77
Rovinari	9,02	40,30	1,00
Filipeştii de Pădure	12,23	49,70	1,01
Mariţa Iztoc (R.P.B.)	12,50	32,05	1,14
Cărbune brun din bazinul Moscova (U.R.S.S.)	8,00	31,20	3,45

În această situaţie, măcinarea lignitilor în vederea arderii lor în stare pulverizată apare ca relativ scumpă (instalaţii de măcinare complicate şi consumuri specifice de energie pentru măcinare ridicate).

Conţinutul ridicat de materii volatile la aceşti combustibili permite însă ca măcinarea lignitilor să fie mai grosieră decît a celorlalte sorturi de combustibili solizi (restul pe sita de 4 900 ochiuri/cm^2 putînd atinge valori de 50—60 % faţă de 10—15 % cît se admite la antracit, de exemplu).

Ţările posesoare de zăcăminte de cărbune brun (U.R.S.S., R.D.G., R.P.B., R.P.R.) şi-au pus problema găsirii unor scheme raţionale de pregătire a acestor combustibili în vederea arderii lor în focarele cazanelor cu debite mari şi mijlocii.

Încercările şi studiile efectuate au avut ca scop stabilirea unei scheme corespunzătoare pentru măcinarea combustibililor naţionali atît din punct de vedere funcţional cît şi din punctul de vedere al realizării unei instalaţii economice cu consum redus de metal şi de energie electrică.

În urma acestor studii, s-au folosit în diverse ţări, pentru măcinarea cărbunelui brun, cele trei tipuri clasice de sisteme : sistemul cu moară cu bile (U.R.S.S., R.P.B., R.C.), sistemul cu moară cu ciocane (U.R.S.S., R.D.G., R.C., R.P.R.) şi sistemul cu moară ventilator (U.R.S.S., R.D.G.).

Cercetările întreprinse în cadrul Institutului de energetică au fost orientate în special spre tipurile de instalaţii de măcinare care să ţină seama pe de o parte de particularităţile la măcinare ale lignitilor noştri şi pe de altă parte de adoptarea celor mai simple şi mai economice instalaţii. În prima etapă s-a cercetat comportarea la măcinare a lignitilor în instalaţii de măcinare echipate cu mori cu ciocane cu puţ şi ambrazură.

Rezultatele cercetărilor întreprinse pe mori cu ciocane cu puţ şi ambrazură de fabricaţie romînească au fost prezentate într-o lucrare anterioară [1]. Cu această ocazie, s-a constatat că, consumul specific de energie depăşeşte cu mult limitele indicate de literatura de specialitate iar fineţea de măcinare este redusă.

În continuare s-a trecut la studiul unor instalaţii la care ruperea cărbunelui are loc prin lovire la viteze periferice mari. Caracteristic acestui

tip de instalație este moara ventilator. Au fost efectuate o serie de cercetări preliminare pe modele și instalații pilot, care au confirmat justețea ipotezelor făcute. Bazați pe aceste rezultate preliminare cît și pe rezultatele obținute pe o serie de instalații industriale din străinătate [4], [5], [6], [7], cercetătorii Institutului de energetică au propus introducerea morii ventilator ca agregat de măcinare a ligniților.

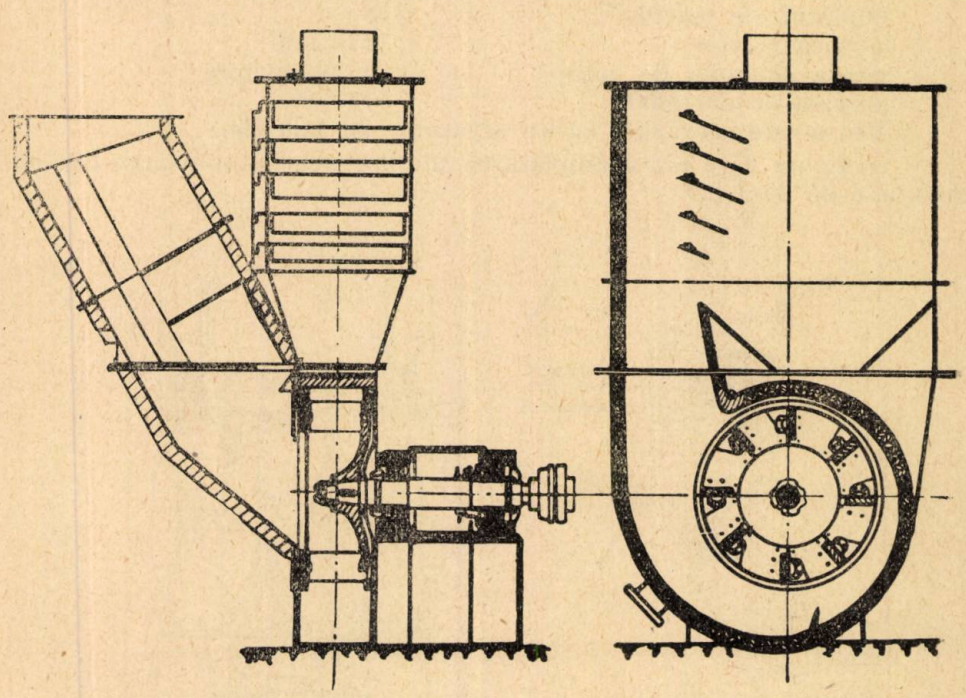


Fig. 1. — Secțiune prin moara ventilator propusă de Institutul de energetică.

Moara ventilator, se compune dintr-un rotor de ventilator cu palete drepte. Numărul paletelor este în general par și începe de la 6 în sus. Prin proprietatea sa de autoventilare, această moară permite amplasarea în amonte a unui turn de uscare prealabilă a cărbunelui și în aval a unui sistem de separare și omogeneizare a prafului, fără ventilator auxiliar.

Turațiile obișnuite la care se construiesc aceste agregate sînt 750, 1 000 sau 1 500 rot/min, atingîndu-se la construcțiile moderne viteze periferice de 70—80 m/s. În figura 1 se prezintă secțiunea prin ansambul moară ventilator.

Durata la uzură a rotorului variază de la 700—800 ore, pentru cărbunii cu multă cenușă și rezistență mare la măcinare, pînă la 8 000 ore, pentru cărbunii ușor măcinabili cu conținut scăzut de materie minerală.

Instalația morii ventilator pe care o prezentăm în continuare a fost concepută și calculată în cadrul Institutului de energetică [8] pentru a echipa un cazan romînesc de 20 t/h. Moara propriu-zisă și separatorul

au fost proiectate de Institutul ISPIMC — Timişoara şi au fost executate de Uzinele Mao-Tze-dun. Instalarea celor două mori ventilator la cazanul de 20 t/h va fi făcută de Uzinele Mao-Tze-dun. Caracteristicile principale ale morii sînt :

debitul de combustibil	6 t/h
diametrul rotorului	600/900 mm
numărul de palete	8
lăţimea paletei	275 mm
viteza sincronă de rotaţie	1 500 rot/min
puterea de antrenare	75 kW

Moara este prevăzută cu un separator cu jaluzele.

În figura 2 se arată amplasarea morilor ventilator pentru cazanul romînesc de 20 t/h.

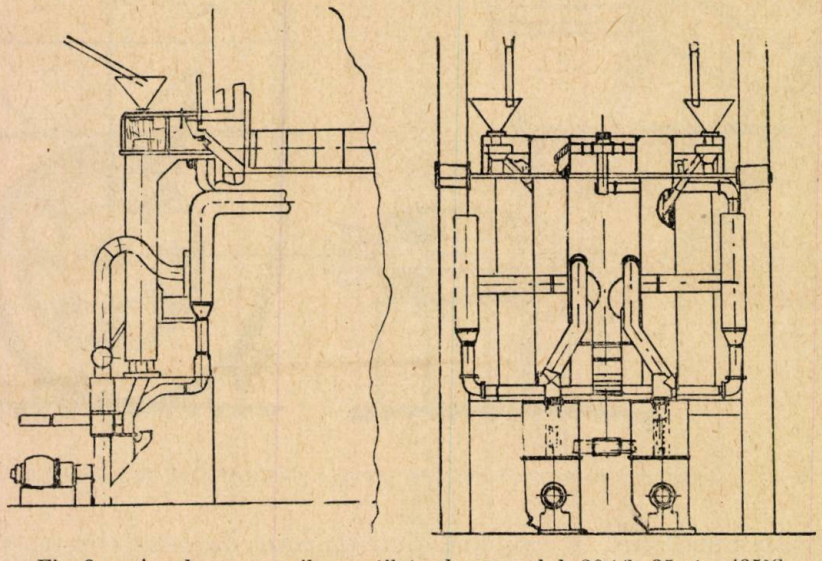


Fig. 2. — Amplasarea morilor ventilator la cazanul de 20 t/h, 35 ata, 435°C.

Parametrii principali ai schemei de preparare a prafului sînt :

temperatura agentului de uscare la intrarea în turn 700°C—800C°

concentraţia combustibilului în agentul de uscare. . 1 kg/kg

temperatura amestecului (agent de uscare-praf) la ieşirea din moară . . . . . 95°C

depresiunea înaintea morii la plină sarcină . . . . 180 mm CA

presiunea morii după separator . . . . . 180 mm CA

umiditatea prafului la intrarea în focar 16%

Avîndu-se în vedere complexitatea fenomenelor ce au loc într-o moară ventilator cu turn de uscare, în planul de cercetări al Institutului de energetică sînt prevăzute două etape de cercetare la această temă :

a) cercetarea funcționării morii într-o schemă simplificată realizată la un cazan de 20 t/h, moara funcționînd în paralel cu instalația actuală de preparare a prafului;

b) cercetarea funcționării morii într-o schemă definitivă.

Prima etapă a avut ca scop verificarea ipotezelor făcute asupra posibilităților de măcinare a ligniților (finețe de măcinare, debit de combustibil, regim aerodinamic, consum de energie etc.) [9].

Trebuie menționat faptul că, condițiile de funcționare ale morii în schema simplificată diferă sensibil de condițiile schemei definitive, fiind mult mai dezavantajoase. Astfel, moara nu are prevăzut turnul de uscare și folosește ca agent uscător aer preîncălzit pînă la temperatura de aproximativ 200°C în loc de gaze de ardere cu temperatura de 700°C. Neexistînd turnul de uscare, combustibilul intră în moară complet nepregătit (ceea ce conduce la limitarea debitului morii și a fineței de măcinare).

Rezultatele cercetărilor experimentale efectuate la măcinarea ligniților cu moara ventilator montată într-o schemă simplificată se prezintă în continuare. Încercările de măcinare s-au efectuat cu lignit din bazinul Schitu Golești cu următoarele caracteristici:

umiditatea	$W = 29-32\%$
cenușa	$A = 19-22\%$
puterea calorifică inferioară	2 270—2 990 kcal/kg.
coeficientul de măcinabilitate	0,77
analiza granulometrică a combustibilului introdus în moară	
restul pe sita de 5 mm	$R_5 = 42{,}5 - 59\%$
restul pe sita de 3 mm	$R_3 = 43{,}5 - 60{,}7\%$

Moara a fost încercată în diverse regimuri de încărcare cuprinse între 1 140 și 3 470 kg/h. Obținerea unui debit mai mare nu a fost posibilă decît pe perioade scurte din cauza înfundării părții de refulare a morii, ca o consecință a umidității ridicate a prafului (proba de praf prelevată din moară după înfundare la un debit de 6,2 t/h a avut o umiditate de 31%).

Umiditatea prafului la ieșirea din moară a înregistrat valori cuprinse între 23,5% la debitul morii de 1 140 kg/h și 28% la debitul morii de 3 470 kg/h față de umiditatea uzuală de 16% în cazul funcționării cu aspirare de gaze de ardere cu temperatura de 700°C.

S-a urmărit în mod special influența încărcării morii asupra fineței de măcinare la o poziție dată a clapetelor separatorului și returului din separator. În această situație, la o deschidere a clapetelor separatorului de 60%, debitul morii a variat de la 1 140 pînă la 3 470 kg/h; corespunzător acestei variații a debitului, restul pe sita de 200 μ a variat între 17,4 și 36,8%, restul pe sita de 150 μ între 23,4 și 47% și restul pe sita de 90 μ între 41,5 și 61%.

Deși nu au fost respectate condițiile privind umiditatea impusă la intrarea în moară, măcinarea combustibilului a avut loc la o finețe conform recomandării literaturii de specialitate, influența umidității făcîndu-se simțită doar în sensul scăderii debitului morii.

Un factor important care este legat de aspectul tehnico-economic al măcinării este consumul specific de energie necesar măcinării (kWh/tonă combustibil), a cărui variație s-a urmărit în funcție de debitul de cărbune măcinat. Rezultatele sînt redate în figura 3.

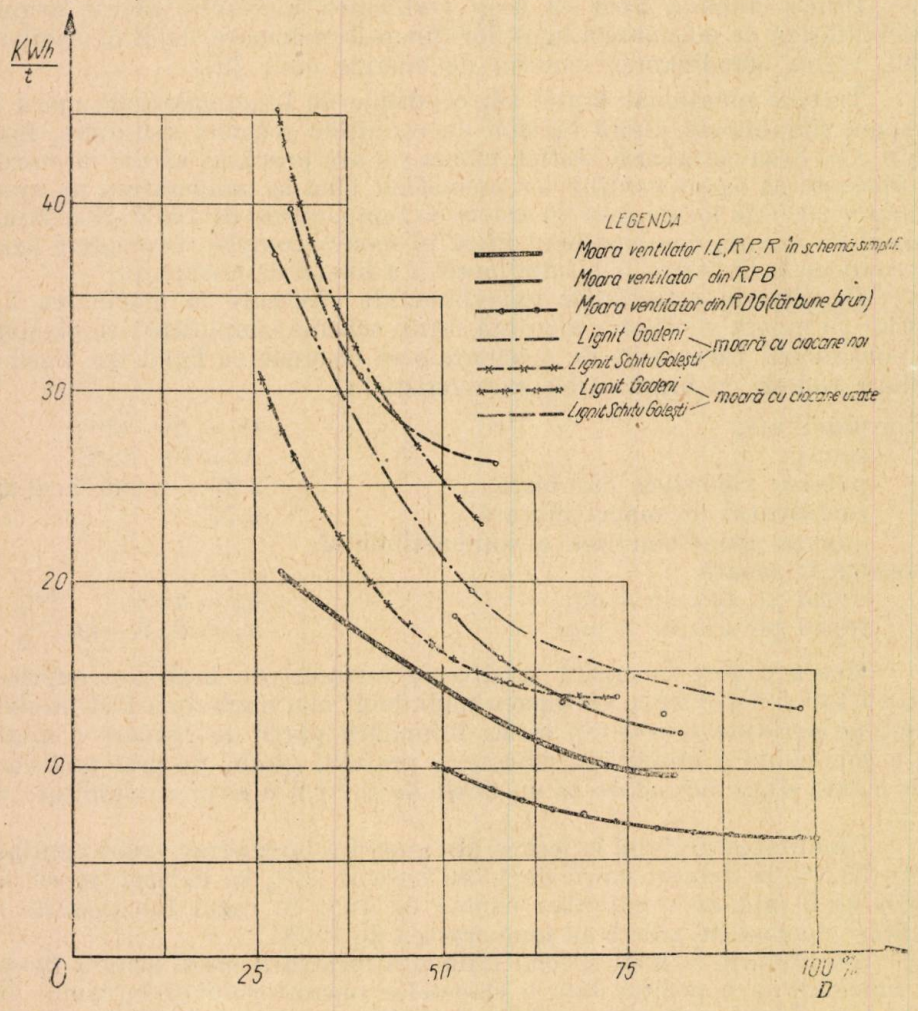


Fig. 3. — Variația consumului specific de energie electrică funcție de debitul de cărbune măcinat pentru morile cu ciocane și morile ventilator la măcinarea lignitului din bazinul Schitu Goleşti.

Pe aceeași diagramă s-a trasat variația consumului specific de energie pentru morile cu ciocane (o moară cu ciocane noi și o moară cu ciocane uzate) pentru același sort de combustibil. S-a mai indicat și variația consumului specific de energie pentru alte două mori ventilator, una funcțio-

nînd în R.P.B. iar cealaltă în R.D.G. Performanțele obținute la măcinarea ligniților cu ajutorul morii ventilator în R.P.B. sînt prezentate în tabela 2 [7].

Tabela 2

Performanțele morii M.V. – 10 de 10 t/h obținute în R.P.B.

Felul combustibilului	Simbol	Unitatea de măsură	Lignit Bazin Mariţa			Lignit Mariţa Iztoc		
			I	II	III	I	II	III
Umiditatea	W	%	35,0	35,59	40,18	49,98	36,35	51,35
Cenușa (la masa de lucru)	A	%	32,9	33,45	29,64	26,60	17,30	18,00
Sulf total	s	%	2,64	2,65	2,19	1,87	1,62	1,80
Putere calorifică inferioară	PCi	kcal	1696	1640	1581	1386	1480	1530
Coeficientul de măcinibilitate VTI	M_{VTI}	—	0,96	0,98	0,94	—	—	—
Debit combustibil	B	t/h	8,32	8,15	7,25	6,64	5,74	5,25
Umiditatea prafului	W_p	%	7	7	7,3	—	—	—
Rest pe sita 200 μ	R_{200}	%	11,8	11,6	12,4	23,4	22,8	20,80
Rest pe sita 88 μ	R_{88}	%	45,6	45,1	50,6	56,1	58,3	58,00
Depresiune înaintea morii	h_1	mmCA	35,1	40	34	39	39,5	36,3
Presiune după moară	h_2	mmCA	40,2	56	44		38,6	31,3
Temperatura agentului uscător, înainte de moară	t_{auim}	°C	425,6	404	463	451	467	462
Idem, după moară	t_{audm}	°C	126,2	135	125	181	142	122
Consumul specific de energie electrică	w	kWh/t	12,7	13,5	14,05	13,5	16,3	18,5

În tabela 3 sînt date caracteristicile tehnice ale ligniților din bazinele reprezentative ale țării noastre.

Tabela 3

Bazinul	Umiditatea W %	Cenușa A %	Puterea calorifică inf. kcal/kg	Coeficientul de măcinibilitate
Schitu Goleşti	20—30	15—25	2 500—3 300	0,77
Dorna Tătăruş	20—35	18—28	2 500—3 500	1,12
Filipeştii de Pădure	20—35	25—35	1 500—2 100	1,01
Rovinari	45—55	10—15	1 600—2 200	1,00

Din analiza datelor prezentate în tabelele 2 și 3 se constată că ligniții din R.P.R., deși se macină mai greu, sînt superiori din punctul de vedere al caracteristicilor tehnice celor folosiți în prezent în străinătate la cazane echipate cu mori ventilator. În aceste condiții introducerea morilor ventilator ca agregate de preparare a prafului pentru lignitii din

R.P.R. apare deosebit de avantajoasă. Avîndu-se în vedere pe de o parte rezervele mari de lignit pe care le posedă ţara noastră şi pe de altă parte rezultatele obţinute în ţară, şi recent în străinătate, la măcinarea ligniţilor şi cărbunilor bruni cu moara ventilator, introducerea acestor agregate în tehnica romînească de preparare a prafului trebuie să constituie o preocupare permanentă a constructorilor de cazane şi a energeticienilor din ţara noastră.

Ţinînd seama de faptul că moara ventilator este un agregat simplu de fabricat, uşor de întreţinut, cu un consum scăzut de energie electrică pentru măcinare şi cu un consum redus de metal, introducerea ei în tehnica preparării prafului, în special la cărbunii tineri care suportă o măcinare mai grosieră ca urmare a conţinutului ridicat de materii volatile, va conduce la importante economii de investiţii şi exploatare.

НЕКОТОРЫЕ ВОПРОСЫ РАЗМОЛА ЛИГНИТОВ ПРИ ПОМОЩИ МЕЛЮЩЕГО ВЕНТИЛЯТОРА

КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ

Излагаются основные характеристики установки мелющего вентилятора, разработанной Институтом энергетики и выполненной на заводе им. Мао Цзе-дуна, а также основные параметры схемы приготовления угольной пыли в случае одновременной работы двух установок этого типа при одном паровом котле типа ИПРОМ 20 т/ч. Приводятся условия работы мелющего вентилятора во временной схеме при такой же котельной установке и результаты, полученные при пробных испытаниях.

Эти результаты подтверждают обоснованность стремления Института энергетики к внедрению вышеуказанного оборудования для размола лигнитов при помощи мелющего вентилятора на энергетических установках средней и большой мощности.

ОБЪЯСНЕНИЕ РИСУНКОВ

Рис. 1.—Разрез мелющего вентилятора, разработанного Институтом энергетики.

Рис. 2. — Расположение мелющих вентиляторов при паровом котле 20 т/ч, 35 ата, 435°С.

Рис. 3. —Изменение удельного расхода электроэнергии в зависимости от нагрузки для молотковых мельниц и мелющих вентиляторов при размоле лигнита бассейна Скиту-Голешть.

QUELQUES PROBLÈMES CONCERNANT LE BROYAGE DES LIGNITES AU MOYEN D'UN BROYEUR-VENTILATEUR

RÉSUMÉ

Les auteurs présentent les principales caractéristiques de l'installation du broyeur-ventilateur proposé par l'Institut d'Energétique de l'Académie de la R.P.R. et construit par les usines Mao Tsé-Toung. Ils

donnent les paramètres principaux du schéma pour la préparation du lignite pulvérisé, dans le cas de l'application de deux broyeurs de ce type à une chaudière IPROM de 20 t/h. Ils indiquent, en outre, les conditions de fonctionnement d'un broyeurventilateur dans un schéma provisoire, appliqué à la même installation de chaudière, ainsi que les résultats fournis par les essais effectués.

Ces résultats confirment le choix fait par l'Institut d'Energétique en ce qui concerne l'application, aux installations énergétiques de grande et de moyenne puissance, des dispositifs de broyage des lignites au moyen du broyeur-ventilateur.

EXPLICATION DES FIGURES

Fig. 1. — Section à travers le broyeur-ventilateur proposé par l'Institut d'Energétique.

Fig. 2. — L'emplacement des broyeurs-ventilateurs à la chaudière de 20 t/h, 35 at, 435°C.

Fig. 3. — Variation de la consommation spécifique d'énergie électrique, en fonction du débit de charbon de terre broyé, dans les moulins à marteaux et les broyeurs-ventilateurs, pour le broyage du lignite provenant du bassin de Schitu Goleşti.

BIBLIOGRAFIE

1. N. PĂNOIU, I. CARABOGDAN, C. CAZACU, *Aspecte ale măcinării lignitilor în mori cu ciocane.* Studii şi cercetări de energetică, **VIII**, *3*, 337 (1958).
2. I. CARABOGDAN, *Măcinabilitatea cărbunilor din R.P.R. Metoda morii ventilator.* Studii şi cercetări de energetică, **IX**, *1*, 21 (1959).
3. D. BUIMOVICI, D. BÎCLEŞANU, *Măcinabilitatea cărbunilor din R.P.R.*, Nota I. *Metoda morii cu bile.* Studii şi cerccetări de energetică, **VII**, *3*, 411 (1957).
4. N. PĂNOIU, *Unele aspecte ale arderii lignitilor măcinaţi cu ajutorul morii ventilator.* Energetica, **VII**, *4*, 144 (1959).
5. Д. М. МАКУШЕНКО, *Топка с мелющими вентиляторами ТКТІ для сжигания бурых углей.* Котлотурбостроение, *2*, 17 (1952).
6. B. REICH, *Der Entwicklungsstand von Schlaeger-und Schlagradmühlen für Rohbraunkohle.* Energietechnik, **6**, *7*, 311 (1956).
7. N. PĂNOIU, *Aspecte ale măcinării lignitilor cu ajutorul morii ventilator.* Conferinţa ASIT, filiala regională Bucureşti, 17 martie 1959.
8. N. PĂNOIU, G. SINGER, I. CARABOGDAN, *Studiul adoptării instalaţiei morii ventilator la cazanul IPROM 20 t/h la CTE Schitu Goleşti.* Protocol 1958, Institutul de energetică al Academiei R.P.R.
9. I. CARABOGDAN, N. PĂNOIU, G. SINGER, *Incercări de măcinare efectuate cu moara ventilator în schemă provizorie.* Protocol 1959, Institutul de energetică al Academiei R.P.R.

O METODĂ PENTRU ÎMBUNĂTĂŢIREA FUNCŢIONĂRII MOTOARELOR CU APRINDERE PRIN COMPRESIE LA SARCINI REDUSE*)

DE

G. BĂRĂNESCU, M. SOARE, L. TEODORESCU şi C. A. VASILESCU

Motoarele cu aprindere prin compresie lucrează în general puţin timp la sarcina maximă, funcţionarea de durată realizîndu-se la o sarcină inferioară celei maxime.

Reducerea sarcinii este însoţită de o scădere a regimului termic al motorului şi în cele mai multe cazuri şi de o scădere a fineţii pulverizării; ca urmare, combustibilul se vaporizează mai greu, din care cauză arderea durează mai mult şi uneori devine incompletă, ceea ce înseamnă o reducere a economicităţii motorului. Acest neajuns este cu deosebire important la motoarele cu injecţie mecanică ce funcţionează cu combustibil greu, care din această cauză se prevăd cu cameră de precombustie, sistem ce ameliorează pulverizarea combustibilului introdus în cilindru, dar duce la un randament coborît.

Motivele precedente arată că o cale prin care se poate îmbunătăţi funcţionarea motoarelor cu aprindere prin compresie este activarea vaporizării combustibilului la sarcini mici. În acest mod, economicitatea motorului ar varia mai puţin cu sarcina, s-ar îmbunătăţi substanţial funcţionarea cu combustibili grei şi în unele cazuri s-ar putea renunţa la sistemul neeconomic al camerei de precombustie.

Faptul că activarea vaporizării combustibilului este cu deosebire necesară la sarcini mici sugerează ideea preîncălzirii aerului aspirat în motor, într-o măsură care să varieze invers cu sarcina. Această soluţie este posibilă, deoarece la sarcini mici, motorul foloseşte numai o parte din aerul aspirat şi, ca atare, preîncălzirea care este însoţită de o micşorare a cantităţii de aer introdusă în cilindru nu va influenţa defavorabil perfecţiunea arderii.

*) Lucrare prezentată la sesiunea de comunicări a Institutului de energetică din 18—19 aprilie 1959.

Preîncălzirea aerului poate fi făcută cu ajutorul gazelor arse într-un schimbător de căldură, care ar juca şi rolul de amortizor al zgomotului. Soluţia prezintă inconveniente de natură constructivă şi legate de inerţia termică a schimbătorului.

Există şi o altă cale de a preîncălzi aerul aspirat în motor tot cu ajutorul gazelor arse şi anume prin recircularea unei părţi din gazele evacuate din motor. Metoda este mai simplă şi în general înlătură dezavantajele preîncălzirii prin schimb de căldură; ca neajuns, arderea ar putea fi influenţată nefavorabil, datorită proporţiei mari de gaze arse, din amestecul aflat în motor la începutul compresiei.

Preîncălzirea aerului aspirat în motor prin oricare din cele două metode produce şi recuperarea unei părţi din energia gazelor evacuate din motor. Este deci util ca preîncălzirea să nu se facă numai pînă la temperatura care asigură vaporizarea normală a combustibilului, ci pînă la o temperatură limită de desfăşurare în bune condiţii a procesului de ardere.

O dată cu preîncălzirea aerului trebuie să se modifice şi avansul la injecţie care trebuie redus o dată cu preîncălzirea deoarece temperatura de la sfîrşitul compresiei creşte. Reducerea avansului la injecţie este însoţită de scăderea presiunii maxime a ciclului, ceea ce produce o scădere a randamentului. Pentru păstrarea presiunii maxime este necesar ca, pe măsură ce scade avansul la injecţie, debitul pompei de injecţie să crească, lucru ce se poate obţine prin modificarea legii de ridicare a pistonului, de exemplu, prin comanda pistonului pompei de injecţie cu o camă cu profil variabil.

În cele ce urmează, este cercetată problema preîncălzirii aerului în motorul cu aprindere prin compresie prin metodele arătate. Se fac, mai întîi, unele consideraţii în legătură cu temperatura de preîncălzire. În continuare, se prezintă metoda de stabilire prin calcul a efectului preîncălzirii.

Deoarece pentru sarcinile reduse la care se aplică această metodă, nu interesează decît valorile globale ale parametrilor fluidului de lucru, s-a folosit ipoteza gazelor perfecte aplicată unor cicluri ideale; se propune rezolvarea grafică.

Se prezintă de asemenea cîteva rezultate experimentale efectuate pentru verificarea ipotezelor de calcul şi efectului pe care-l au gazele recirculate asupra puterii şi economicităţii motorului.

1. TEMPERATURA DE PREÎNCĂLZIRE

Prin preîncălzire, cantitatea de aer aspirată în motor se micşorează, fapt care limitează cantitatea de combustibil care poate fi arsă pe ciclu. Pentru realizarea unei sarcini impuse, aerul nu poate fi preîncălzit oricît: o primă limitare o reprezintă autoaprinderea combustibilului; o a doua limitare o reprezintă situaţia în care în motor pătrunde cantitatea de aer ce poate asigura arderea completă a combustibilului care urmează să fie injectat.

Într-o primă aproximaţie se poate considera că arderea completă este condiţionată de un exces de aer minim λ. La un motor cu aprindere

prin compresie, excesul de aer cel mai mic se realizează la plină sarcină și turație maximă. Dacă în aceste condiții, se asigură arderea completă a combustibilului, se poate considera ipoteza că arderea va decurge de asemenea complet la orice alt regim al motorului studiat, dacă se asigură cel puțin condițiile de exces de aer de la regimul nominal.

Excesul de aer λ, definit ca raportul dintre cantitatea de aer realmente furnizată combustibilului injectat pe ciclu și cantitatea teoretică de aer necesară arderii aceleiași cantități de combustibil, are o semnificație globală. Pentru procesul de ardere care are loc efectiv în cilindru, excesul de aer este întotdeauna diferit de excesul de aer global λ : la începutul injecției, și la sfîrșitul arderii, excesul de aer este infinit iar între aceste situații extreme excesul de aer variază în funcție de debitul sistemului de alimentare și de cantitatea de combustibil arsă, fiind în permanență mai mare ca excesul de aer global λ.

Dacă se face ipoteza că arderea combustibilului are loc de îndată ce este introdus în cilindru, raportînd excesul de aer la cantitatea de combustibil care a rămas să fie injectată, se constată că excesul de aer are la început valoarea λ iar în continuare crește, deoarece pentru restul combustibilului există în cilindru atît o parte din aerul proaspăt, cît și aerul în exces rămas după arderea combustibilului injectat înainte. Această observație poate fi interpretată în modul următor : cu cît cantitatea de gaze arse prezentă în cilindru este mai mare, pentru ca arderea să aibă loc complet, trebuie să se asigure combustibilului ce urmează a fi injectat un exces de aer mai mare.

Din punct de vedere formal se poate face și o altă interpretare. Dacă într-un moment oarecare al arderii excesul de aer este stabilit considerînd cantitatea de combustibil care a mai rămas de injectat și cantitatea de aer proaspăt prezentă în cilindru, excesul de aer are în permanență valoarea invariabilă λ. În cilindru arderea se petrece ca și cum aerul în exces rămas după arderea combustibilului injectat înainte nu ar mai participa la oxidarea restului de combustibil sau ca și cum acest aer ar fi necesar pentru a face „inofensive" gazele arse existente în momentul respectiv.

Conform acestei interpretări, rezultă că aerul poate fi preîncălzit pînă la o temperatură la care cantitatea de aer proaspăt aspirată în motor asigură combustibilului ce urmează a fi injectat pe ciclu excesul de aer de la regimul nominal.

Pentru o sarcină redusă, la care se injectează pe ciclu numai cantitatea de combustibil q, satisfacerea condiției precedente nu reproduce situația reală de la regimul nominal. Mai întîi temperatura din cilindru la începutul injecției este mai mică decît temperatura din cilindru la regimul nominal, în momentul în care a mai rămas de injectat cantitatea de combustibil q. Totodată, arderea combustibilului nu are loc în realitate de îndată ce este introdus în cilindru; la regim nominal o fracțiune din cantitatea de combustibil se află deja în cilindru și deci a satisfăcut în parte preliminariile fizice și chimice necesare autoaprinderii, în timp ce la sarcină redusă, în momentul echivalent, cantitatea de combustibil q se află integral în exteriorul cilindrului. La motoarele de turație variabilă,

dacă turaţia motorului la care se realizează sarcina redusă este inferioară turaţiei nominale, penetraţia jetului de combustibil va fi mai mică. Datorită acestor motive viteza de ardere la sarcină redusă va fi mai mică decît viteza de ardere în acea parte a procesului de ardere de la regimul nominal în care arde cantitatea de combustibil q. Neajunsul este însă compensat de faptul că, la sarcină redusă, cantitatea de combustibil q este injectată cu mult mai devreme decît la plină sarcină. Cînd preîncălzirea se face prin recircularea gazelor arse, la sarcină redusă amestecul dintre aer şi gazele arse este mai omogen decît la plină sarcină, deoarece o bună parte din gazele arse s-au amestecat intim cu aerul în timpul recirculării. De asemenea, repartiţia combustibilului în camera de ardere este mai uniformă la sarcini reduse, întrucît injecţia avînd loc în jurul punctului mort interior, volumul camerei de ardere este mai mic. Aceşti factori au ca efect o creştere a vitezei de ardere.

La formularea condiţiei care determină temperatura maximă de preîncălzire a aerului proaspăt s-a ţinut seama numai de cerinţa în legătură cu excesul de aer. În realitate, intervin şi alte cerinţe. De exemplu, dacă prin preîncălzire temperatura de la sfîrşitul compresiei creşte mult, se poate produce o vaporizare prea rapidă a jetului de combustibil şi ca urmare amestecul din cilindru va fi foarte puţin omogen. Situaţia este cu deosebire defavorabilă pentru motoarele fără turbulenţa aerului, unde jetul de combustibil trebuie să aibă o penetraţie mare. Calculul efectului preîncălzirii aerului, bazat numai pe ipoteza precedentă în legătură cu temperatura maximă de preîncălzire, conduce la rezultate care în unele cazuri se îndepărtează mult de situaţia reală, deoarece nu sînt considerate condiţiile în care se produce pulverizarea, vaporizarea şi amestecarea combustibilului cu aerul.

2. STABILIREA EFECTULUI PREÎNCĂLZIRII AERULUI

2.0. Generalităţi

Calculul efectului preîncălzirii aerului are un rol de orientare. Plecînd de la ciclul ideal cu gaze perfecte, se poate stabili randamentul motorului sau consumul specific de combustibil în diverse condiţii de preîncălzire.

Metoda de calcul depinde de modul în care se face preîncălzirea (prin schimbător de căldură sau prin recircularea gazelor arse). De asemenea, există deosebiri în calculul arderii : dacă este impusă legea de injecţie (considerată aceeaşi cu legea de refulare a pompei de combustibil), presiunea maximă a ciclului va varia cu preîncălzirea ; dacă este impusă presiunea maximă a ciclului, rezultă anumite condiţii ce trebuie îndeplinite de sistemul de alimentare. În ambele cazuri se presupune că avansul la injecţie este variat astfel ca arderea să înceapă întotdeauna în punctul mort interior.

La efectuarea calculelor este avantajos să se aleagă ca parametru temperatura aerului aspirat în motor cînd preîncălzirea se face prin schim-

bător de căldură și temperatura de la sfîrșitul aspirației cînd se recirculează gazele arse.

Calculul ciclului este condus după metoda diagramelor termodinamice [1]. Pentru a obține rezultate globale apropiate de realitate, este necesar să se facă o corecție care să țină seama de pierderile ce se produc în realitate, dintre care cele mai importante sînt pierderile de căldură prin pereți. Se constată practic că este suficient să se facă numai următoarea corecție formală : dacă i_c este entalpia totală a combustibilului, în calcule trebuie să se opereze cu o entalpie redusă i_{cr} care este numai o fracțiune ξ din entalpia reală

$$i_{cr} = \xi i_c ;$$

valorile factorului ξ sînt cuprinse între 0,78—0,82.

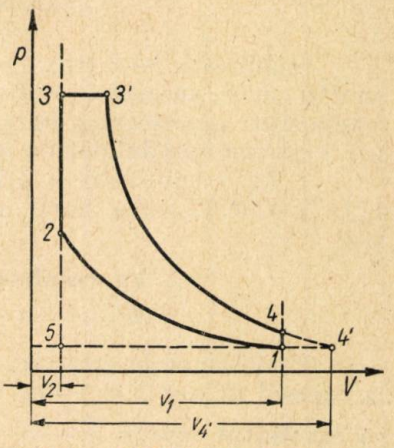


Fig. 1. — Ciclul ideal al motorului cu aprindere prin compresie.

2.1. Cazul preîncălzirii aerului prin schimbător de căldură

Se consideră ciclul ideal din figura 1.

Fie

m [kmol] — numărul de kilomoli,

$p \left[\frac{\text{kgf}}{\text{m}^2}\right]$ — presiunea,

V [m³] — volumul,

T [°K] — temperatura absolută,

$R \left[\frac{\text{kgm}}{\text{kmol °K}}\right]$ — constanta universală a gazelor,

$C_p \left[\frac{\text{kcal}}{\text{kmol grd}}\right]$ — căldura specifică la presiune constantă,

$u \left[\frac{\text{kcal}}{\text{kmol}}\right]$ — energia internă specifică,

$i \left[\frac{\text{kcal}}{\text{kmol}}\right]$ — entalpia specifică;

ε [—] — raportul volumetric de compresie al motorului.

Indicele r se referă la gaze reziduale, a la aerul proaspăt, *1* arată începutul compresiei iar *2* sfîrșitul compresiei.

Calculul ciclului se efectuează în următoarea succesiune : se efectuează la început un calcul aproximativ al aspirației, se parcurge ciclul, cu mărimile de la finele primului ciclu, se recalculează aspirația, după care se parcurge ciclul din nou.

La calculul aproximativ al aspirației se aproximează temperatura T_r pe care o au gazele reziduale la începutul aspirației și se asimilează aceste gaze și aerul proaspăt cu același gaz ideal. În aceste condiții, se obține pentru motorul în care la sfîrșitul aspirației există un kilomol de amestec

$$T_1 = m_r \varepsilon T_r, \tag{1}$$

$$m_r = \frac{T_a}{T_a + T_r(\varepsilon - 1)}. \tag{2}$$

Compresia *1—2* (fig. 1) este presupusă izentropă. În diagrama $T-S$ cu axe curbe, această evoluție va fi paralelă la axa curbă care corespunde compoziției amestecului comprimat. Fie ecuația de ardere (la excesul de aer λ al combustibilului cu care lucrează motorul)

1 kg combustibil + 4,76 λa kmol aer = b kmol CO_2 + c kmol H_2O + 4,76 $(\lambda - 1)\, a$ kmol aer + 3,76 a kmol N_2,

sau

$$\begin{aligned} &1 \text{ kg combustibil} + 4{,}76\ \lambda a \text{ kmol aer} = \\ &= b + c - a + 4{,}76\ \lambda a \text{ kmol gaze arse.} \end{aligned} \tag{3}$$

Un kilomol de amestec, format din m_r kilomoli de produse de ardere la excesul de aer λ și $1 - m_r$ kilomoli de aer proaspăt, poate fi considerat ca rezultatul arderii a $\dfrac{m_r}{b + c - a + 4{,}76\ \lambda a}$ kilograme de combustibil cu cantitatea de aer $4{,}76\ \lambda a \dfrac{m_r}{b + c - a + 4{,}76\ \lambda a} + 1 - m_r$. Excesul de aer al acestui amestec este deci

$$\lambda_c = \lambda + \frac{1 - m_r}{m_r} \cdot \frac{b + c - a + 4{,}76\ \lambda a}{4{,}76\ a}. \tag{4}$$

În diagrama $T-S$ cu axe curbe construită pentru combustibilul respectiv, compresia este paralelă la axa curbă pentru care $\lambda = \lambda_c$. Starea finală se obține la intersecția cu izocora $V_2 = \dfrac{V_1}{\varepsilon}$.

Prin ipoteză, cantitatea maximă de combustibil g care poate fi arsă pe ciclu este determinată de excesul de aer λ de la regimul nominal și de cantitatea de aer proaspăt aspirată în cilindru

$$g = \frac{1 - m_r}{4{,}76\ \lambda a} \text{ kg}.$$

Cunoscînd presiunea și temperatura de la sfîrșitul compresiei, se poate determina întîrzierea la aprindere, de exemplu, după formula lui H. Wolfer [2]

$$\tau_i = \frac{0{,}44}{(10^{-4} p_2)^{1{,}19}} e^{\frac{4650}{T_2}} 10^{-3} \text{ [s]}.$$

Pentru ca arderea să înceapă în punctul mort interior, injecția trebuie declanșată cu avansul τ_i. În cazul motorului prevăzut cu un sistem de alimentare, la care legea de refulare este invariabilă, se poate determina cantitatea de combustibil g_V injectată în perioada de întîrziere la aprindere și care va arde la volum constant; la presiune constantă va mai arde cantitatea $g_p = g - g_V$.

Din ecuația de ardere (3) se obține numărul de kilomoli de gaze care rezultă după arderea a g_i kilograme de combustibil,

$$m_i = 1 + (b + c - a)\, g_i. \tag{5}$$

Pe o cale similară cu cea folosită la scrierea relației (4) se deduce excesul de aer care caracterizează gazele rezultate prin arderea a g_i kilograme de combustibil

$$\lambda_i = \lambda + \frac{(1 - m_r - 4{,}76\,\lambda a\, g_i)\,(b + c - a + 4{,}76\,\lambda a)}{4{,}76\,a\,[m_r + g_i(b + c - a + 4{,}76\,\lambda a)]}. \tag{6}$$

Din ecuația bilanțului energetic pentru evoluția *2—3* se obține energia internă sensibilă pentru un kilomol de gaze, cu compoziția, presiunea și temperatura din starea 3

$$u_{s_3} = \frac{u_{s_2} + g_V\, i_{cr}}{m_V}, \tag{7}$$

unde volumul ocupat de un kilomol de substanță este

$$V_{3\,1\,\text{kmol}} = \frac{V_2}{m_V}. \tag{8}$$

În aceste relații m_V se obține din (5) în care se face $g_i = g_V$. Pentru calculul arderii la presiune constantă se determină din bilanțul energetic scris pentru evoluția *2—3—3'*, entalpia unui kilomol de gaze cu compoziția, presiunea și temperatura din starea *3'*,

$$i_{s_3'} = \frac{u_{s_2} + g i_{cr} + A p_3\, V_2}{m_p},$$

unde p_3 este presiunea din punctul *3*, cunoscută din calculul arderii la volum constant, iar m_p se obține din (5) în care se face $g_i = g$. Detaliile calculului sînt arătate în lucrarea [1].

Dacă se impune presiunea p_3, trebuie determinată cantitatea de combustibil g_V injectată în perioada de întîrziere la aprindere, care permite realizarea presiunii p_3. Înlocuind pe m_V din (5) în (7) și (8) se obține

$$u_{s_3} = \frac{u_{s_2} + g_V i_{cr}}{1 + (b + c - a) g_V}, \tag{9}$$

$$V_{3\,1\,\text{kmol}} = \frac{V_2}{1 + (b + c - a) g_V}. \tag{10}$$

Pentru un kilomol de gaze din punctul *3* se poate scrie

$$p_3 V_{3_{1\,\mathrm{kmol}}} = \mathcal{R} T_3 ,$$

şi înlocuind pe $V_{3_{1\,\mathrm{kmol}}}$ din (10), rezultă,

$$T_3 = \frac{p_3 V_2}{[1 + (b + c - a) g_V] \mathcal{R}} . \tag{11}$$

Dînd o valoare necunoscutei g_V, se calculează λ_V din (6) şi se citeşte în diagrama de calcul pe curba energiei interne sensibile, care corespunde compoziţiei λ_V, temperatura punctului care are energia internă sensibilă dată de relaţia (9). Repetînd operaţia pentru alte valori ale lui g_V, rezultă o serie de valori pentru temperatura T_3, cu care se poate reprezenta curba *1* din figura 2. În aceeaşi figură se reprezintă relaţia (11) (curba 2); intersecţia curbelor *1* şi *2* precizează cantitatea de combustibil g_V care, injectată în perioada de întîrziere la aprindere, asigură realizarea presiunii impuse p_3.

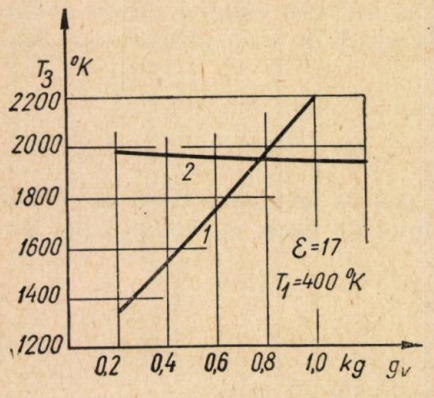


Fig. 2. — Stabilirea cantităţii de combustibil ce trebuie injectată în perioada de întîrziere la aprindere pentru realizarea unei presiuni maxime impuse.

În continuare, se efectuează calculul arderii la presiune constantă la fel ca în cazul precedent. Dacă g_V determinat după metoda din figura 2 este mai mare decît cantitatea de combustibil g care poate fi arsă pe ciclu, nu se poate realiza presiunea impusă p_3; ciclul teoretic va avea în acest caz numai ardere la volum constant.

Destinderea este în diagrama de calcul o paralelă la axa curbă pentru care $\lambda = \lambda_V$. În scopul recalculării aspiraţiei, destinderea se prelungeşte pînă la presiunea de aspiraţie (punctul *4'*, fig. 1). Se citeşte în acest punct temperatura $T_{4'}$ care este temperatura adevărată a gazelor reziduale; cantitatea adevărată de gaze reziduale este $m_r = \frac{V_1}{\varepsilon V_{4'}} m_p$ kilomoli.

Pentru recalcularea aspiraţiei se scrie bilanţul energetic. La motorul în care la sfîrşitul aspiraţiei se află un kilomol de amestec, rezultă

$$m_r i_r + (1 - m_r) i_a = i_{amestec} .$$

Entalpiile specifice i_r şi i_a se citesc din diagrama de calcul, respectiv pentru temperaturile T_r şi T_a. Se calculează λ_c din (4), folosind noua valoare a cantităţii de gaze reziduale: m_r. Entalpia $i_{amestec}$ determină pe curba λ_c temperatura T_1 de la sfîrşitul aspiraţiei (fig. 3).

Dacă noile valori ale mărimilor m_r şi T_1 diferă de cele folosite la prima parcurgere a ciclului, se repetă calculul ciclului, urmînd aceeaşi cale.

Cunoscînd mărimile de stare în punctele caracteristice ale ciclului, se poate calcula randamentul

$$\eta_i = \frac{AL}{g\, Q_{p_{300}}},$$

unde lucrul mecanic pe ciclu are expresia

$$AL = m_p\,(i_{s_3'} - u_{s_4}) - A p_3\, V_2 - (u_{s_2} - u_{s_1}).$$

Consumul specific de combustibil se calculează cu formula

$$c = \frac{632{,}3\, g}{AL}.$$

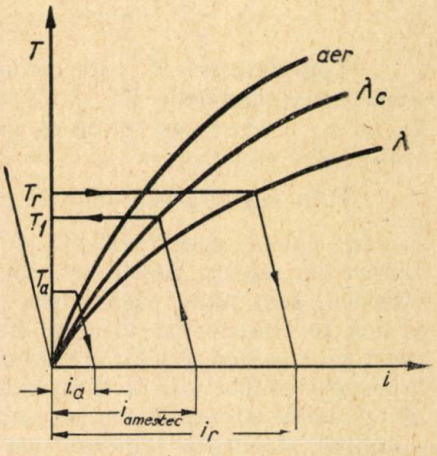


Fig. 3. — Determinarea temperaturii de la sfîrșitul aspirației.

2.2. Cazul recirculării gazelor arse

Acest caz diferă de cazul precedent numai în privința calculului aspirației. Și aici trebuie să se facă mai întîi un calcul aproximativ al aspirației.

Se folosesc următoarele notații pentru motorul în care la sfîrșitul aspirației există un kilomol de amestec : m_r' [kmol] — cantitatea de gaze reziduale,

m_r'' [kmol] — cantitatea de gaze recirculate din conducta de evacuare,
T_0 [°K] — temperatura aerului proaspăt la intrarea în motor,
T_r' [°K] — temperatura gazelor reziduale la începutul aspirației,
T_r'' [°K] — temperatura gazelor arse recirculate, la intrarea lor în motor.

Din ecuația gazelor perfecte, scrisă pentru începutul și sfîrșitul aspirației, se obține

$$p_0 V_2 = m_r' \mathcal{R} T_r',$$

$$p_0 V_1 = \mathcal{R} T_1$$

din care rezultă

$$m_r' = \frac{T_1}{\varepsilon\, T_r'}. \qquad (12)$$

Asimilînd gazele arse și aerul cu același gaz ideal, bilanțul energetic al aspirației are forma

$$m_r'\, T_r'\, C_p + m_r''\, T_r''\, C_p + (1 - m_r' - m_r'')\, T_0\, C_p = T_1\, C_p. \qquad (13)$$

Din (12) şi (13) se deduce

$$m_r'' = \frac{T_1 - T_0 - \frac{T_1}{\varepsilon T_r'}(T_r' - T_0)}{T_r'' - T_0}. \qquad (14)$$

Temperatura T_1 este aleasă ca parametru al calculului. Se aproximează temperaturile T_r' şi T_r'' şi se calculează din (12) şi (14) mărimile m_r' şi m_r''. Cantitatea totală de gaze arse prezentă în cilindru la începutul compresiei este $m_r = m_r' + m_r''$.

Prin parcurgerea ciclului rezultă mărimile $T_r' = T_{4'}$ şi $m_r' = \frac{V_1}{\varepsilon V_{4'}} m_p$. Pentru calcul, este necesară şi temperatura gazelor arse recirculate. La ieşirea din motor, gazele arse au, pe lîngă energia lor internă, şi o energie cinetică. Din punct de vedere practic se poate considera că energia cinetică se transformă integral în căldură, datorită frecărilor. În aceste condiţii, trecerea gazelor arse în conducta de evacuare este un fenomen de laminare totală ; energia internă a fiecărei tranşe de gaz aflate în conducta de evacuare este egală cu energia internă pe care o avea tranşa cînd a părăsit cilindrul, deoarece temperatura în cele două situaţii este aceeaşi şi ca atare, lucrul mecanic de dislocare primit de la gazele din cilindru este egal cu lucrul mecanic de dislocare prestat de tranşă asupra mediului din conducta de evacuare. Astfel, tranşele de gaze arse din conducta de evacuare vor avea temperaturi diferite. Se consideră că temperatura lor se uniformizează prin amestecare. Energia internă a întregii cantităţi de gaze arse pătrunsă în conducta de aspiraţie, va fi

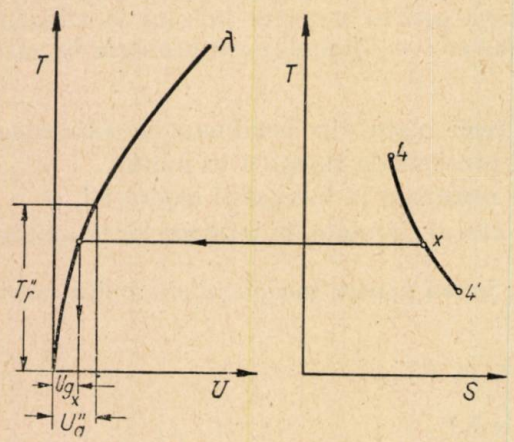


Fig. 4. — Determinarea energiei interne specifice a gazelor arse rămase în cilindru într-un moment oarecare al evacuării.

$$U_g'' = \int u_g \, dm_e. \qquad (15)$$

Energia internă a gazelor arse în diverse momente ale evacuării corespunde stărilor de pe evoluţia $4-4'$ (fig. 1). Pentru o stare oarecare x, energia internă a unui kilomol de gaze arse se citeşte direct în diagrama de calcul, urmînd calea arătată în figura 4. Cantitatea de gaze arse rămasă în cilindru, în starea respectivă, este $m_x = \frac{V_1}{V_x} m_p$ iar cantitatea de gaze arse evacuate din cilindru este $m_e \frac{V_x - V_1}{V_x} m_p$. Se reprezintă energia internă a gazelor din cilindru în funcţie de cantitatea de gaze evacuate (fig. 5). Curba $4-1$ corespunde scăpării instantanee ; în continuare, energia internă a

gazelor din cilindru rămîne neschimbată și egală cu energia internă din punctul *4'*, gazele arse fiind evacuate prin deplasarea pistonului. Conform ecuației (15), aria de sub conturul *4—1—5* reprezintă energia internă U_g'' a cantității totale de gaze evacuate din motor. Energia internă specifică medie este $u_g'' = \frac{U_g'' V_{4'}}{\left(V_{4'} - \frac{V_1}{\varepsilon}\right) m_p}$. Cu ajutorul acestei valori se determină în diagrama de calcul, temperatura medie T_r'' a gazelor arse care urmează să fie recirculate în motor (fig. 4).

Se poate trece la calculul aspirației. Ecuația bilanțului energetic pentru motorul în care la sfîrșitul aspirației există un kilomol de amestec are forma

$$m_r' i_r' + m_r'' i_r'' + (1 - m_r' - m_r'') i_0 = i_{amestec}$$

sau

$$m_r' (i_r' - i_0) + m_r'' (i_r'' - i_0) + i_0 = i_{amestec}, \qquad (16)$$

unde entalpiile gazelor arse i_r' și i_r'' corespund temperaturilor T_r' și T_r'', i_0 este entalpia aerului la temperatura cunoscută T_0 iar $i_{amestec}$ este entalpia specifică a amestecului la temperatura impusă T_1 de la sfîrșitul aspirației.

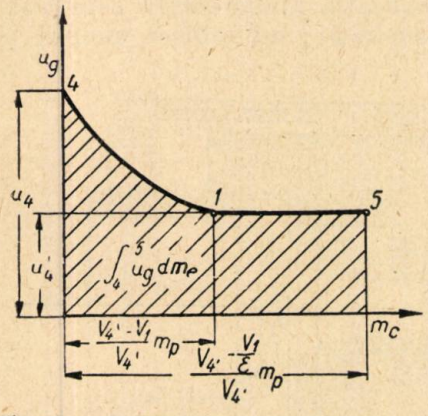


Fig. 5. — Determinarea energiei interne a gazelor evacuate din motor.

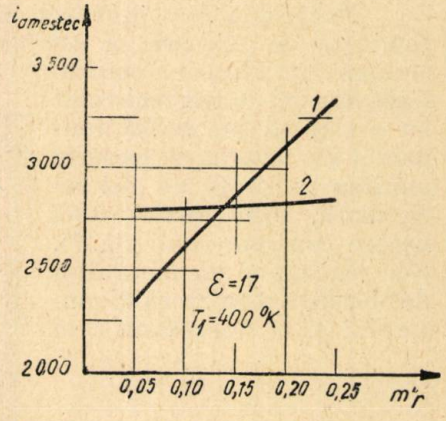


Fig. 6. — Determinarea cantității de gaze arse care poate fi recirculată pentru o temperatură impusă la sfîrșitul aspirației.

În ecuația (16) intervine ca necunoscută cantitatea de gaze recirculate m_r''. Se dau diverse valori mărimii m_r'' și se reprezintă într-o diagramă entalpia specifică a amestecului calculată din ecuația (16) (fig. 6, curba *1*). Pentru fiecare din valorile m_r'', se calculează suma $m_r = m_r' + m_r''$, cu care se determină din relația (4) excesul de aer λ_c, care precizează compoziția amestecului. Pentru temperatura impusă T_1, se citește în diagrama de calcul pe curba λ_c entalpia amestecului. Repetînd operația pentru diverse valori ale mărimii m_r'', rezultă o serie de valori ale entalpiei amestecului, cu care se reprezintă curba *2* din figura 6 ; intersecția celor

două curbe precizează cantitatea de gaze care poate fi recirculată, astfel ca la sfîrşitul aspiraţiei să existe în cilindru un kilomol de amestec la temperatura T_1.

3. CERCETAREA EXPERIMENTALĂ

Experimentările s-au realizat pe un motor KD-35, prevăzut cu cameră de turbulenţă separată. Trebuie remarcat că acest tip de motor nu este cel mai indicat pentru realizarea recirculării de gaze arse, deoarece camera separată de turbulenţă asigură omogeneizarea optimă a combustibilului cu aerul, suprafaţa mare a camerei de ardere duce la micşorarea efectului creşterii temperaturii aerului prin recirculare de gaze iar construcţia strînsă a motorului nu a permis montarea unui dispozitiv care să modifice legea de injecţie.

Pornind de la aceste observaţii, experimentările au fost realizate numai în scopul de a verifica ipotezele de calcul şi de a cerceta calitativ influenţa recirculării gazelor arse asupra funcţionării motorului.

3.1. Amenajarea motorului

Motorul a fost prevăzut cu o canalizaţie suplimentară care leagă conducta de evacuare şi conducta de aspiraţie; un robinet montat pe această canalizaţie controlează debitul de gaz recirculat iar o clapetă pe avalul conductei de evacuare permite mărirea cantităţii de gaz recirculată, prin crearea unei uşoare contrapresiuni (fig. 7). S-a realizat şi un mecanism de blocare a regulatorului motorului şi un mecanism care

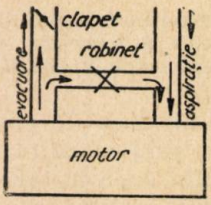


Fig. 7. — Schema canalizaţiei pentru recircularea gazelor arse.

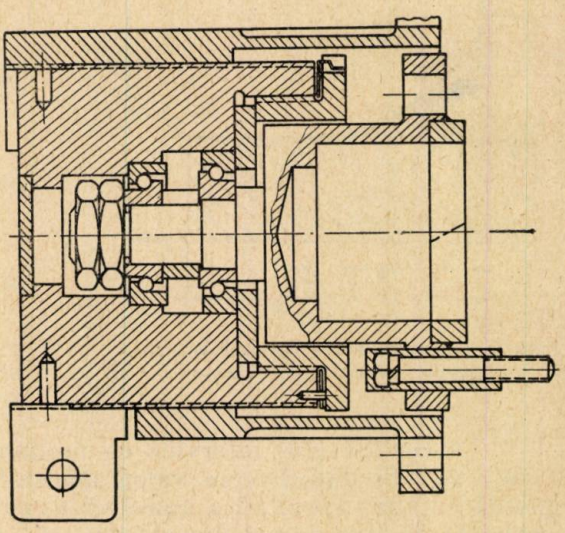


Fig. 8. — Ansamblul mecanismului pentru realizat variaţia avansului la injecţie.

permite modificarea avansului la injecţie în timpul experimentărilor (fig. 8). Motorul încărcat cu o frînă hidraulică este prevăzut cu instalaţiile

standard pentru determinarea debitelor de fluid, precum și a presiunilor și a temperaturilor aerului aspirat și a gazelor arse.

Pentru controlul dozajelor, s-au executat și analize de gaze arse.

Un dispozitiv de traductor electromagnetic permite măsurarea avansului la injecție pe ecranul unui osciloscop; concomitent s-au ridicat și diagramele ciclurilor.

3.2. Experimentări cu recirculare de gaze arse și avans fix la injecție

Prima serie de experimentări a avut drept obiect cercetarea valorii metodei de calcul propuse pentru aprecierea efectului recirculării gazelor

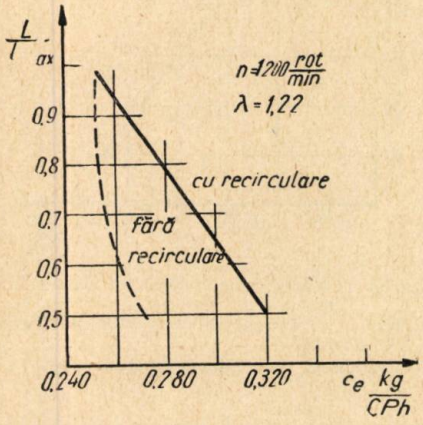


Fig. 9. — Variația coeficientului de sarcină al motorului KD-35 $\frac{L}{L_{max}}$ funcție de consumul specific c_e, cu și fără recirculare de gaze arse.

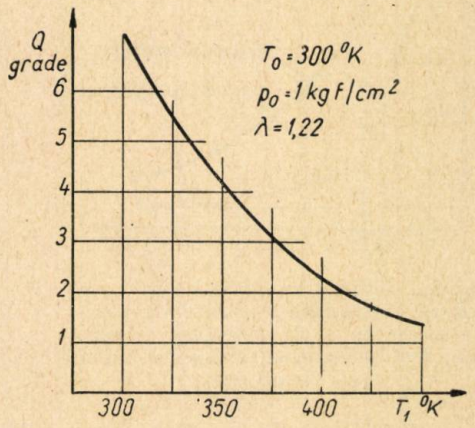


Fig. 10. — Valoarea calculată a întîrzierii la aprindere funcție de temperatura de început de compresie.

arse. În acest scop, pentru avansul fix la injecție al motorului, s-a realizat la turație constantă recirculare de gaze arse, păstrîndu-se tot timpul coeficientul excesului de aer λ constant.

Se constată (fig. 9) că pe măsură ce sarcina scade, consumul specific de combustibil crește în cazul recirculării de gaze arse într-o măsură mult mai mare decît atunci cînd nu se realizează recircularea de gaze arse. Acest lucru se explică prin arderea prea timpurie care se petrece în cazul recirculării de gaze arse, datorită micșorării avansului la aprindere ca urmare a încălzirii aerului de la gazele arse recirculate. În figura 10, se prezintă modul de variație al avansului la aprindere cu temperatura de început de compresie, calculată cu relația lui Wolfer.

Pentru verificarea metodei de calcul propusă, s-a efectuat calculul lucrului mecanic și al consumului specific de combustibil în această situație, punînd la bază un ciclu la care arderea sub volum constant nu începe în punctul mort interior, ci cu atît mai devreme cu cît cantitatea de gaze

recirculate este mai mare (fig. 11). În acest caz arderea sub volum constant $2'-2''$ interesează numai o cantitate redusă de combustibil, restul urmînd să ardă la volum variabil. Arderea la volum variabil se execută în două etape : pînă la punctul mort interior arderea se execută la presiune variabilă şi după punctul mort interior la presiune constantă. Determinarea punctului *3* se face dintr-un bilanţ energetic în care pentru a putea aprecia lucrul mecanic se aproximează evoluţia de ardere $2''-3$ cu o dreaptă.

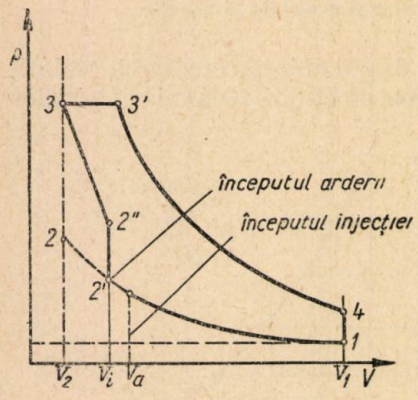


Fig. 11. — Ciclul cu ardere izocoră prematură, care figurează procesele de lucru din motor în cazul recirculării de gaze arse, fără modificarea avansului sau a legii de injecţie.

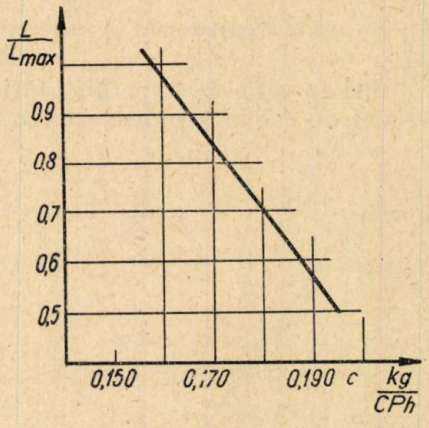


Fig. 12. — Variaţia coeficientului de sarcină calculat $\frac{L}{L_{max}}$ funcţie de consumul specific *c*, în cazul recirculării de gaze arse.

În figura 12, se prezintă rezultatele acestui calcul. Din compararea datelor obţinute din calcul şi măsurate pe motor rezultă că forma generală a curbelor este aceeaşi : consumul specific creşte aproape liniar cu scăderea coeficientului de sarcină. În cazul datelor măsurate pe motor, efectul negativ al recirculării gazelor arse apare mai puternic ca urmare a scăderii valorii randamentului mecanic, o dată cu scăderea puterii. În orice caz, interpretarea rezultatelor prezentate în figurile 9 şi 12 indică posibilitatea de a calcula corect cu metoda prezentată influenţa recirculării gazelor arse asupra funcţionării motorului cu condiţia ca ciclul de lucru să ţină seama de efectul pe care-l au gazele recirculate asupra fenomenului de ardere.

Controlul făcut prin analiză asupra compoziţiei gazelor arse arată că la menţinerea coeficientului excesului de aer λ constant în cazul recirculării de gaze arse, compoziţia nu se modifică.

3.3. Experimentări cu recirculare de gaze arse şi avans la injecţie variabil

În continuare, s-au făcut experimentări în care se modifică avansul la injecţie. Prin aceasta, se poate asigura — aşa cum s-a arătat mai înainte —începerea arderii în punctul mort interior, însă nu se asigură menţinerea

presiunii maxime. Experimentările au fost făcute pentru diferite sarcini constante ale motorului, turație constantă și cantități diferite de gaze recirculate, ceea ce conduce la varierea coeficientului excesului de aer λ.

S-au ales trei valori ale sarcinii : de la o putere redusă *1*, pînă aproape de plină sarcină *3*. Pe aceeași diagramă s-a trasat și creșterea presiunii în procesul de ardere Δp, reprezentată de raportul dintre presiunea maximă și presiunea de la începutul arderii. Rezultatele sînt prezentate în figurile 13—16.

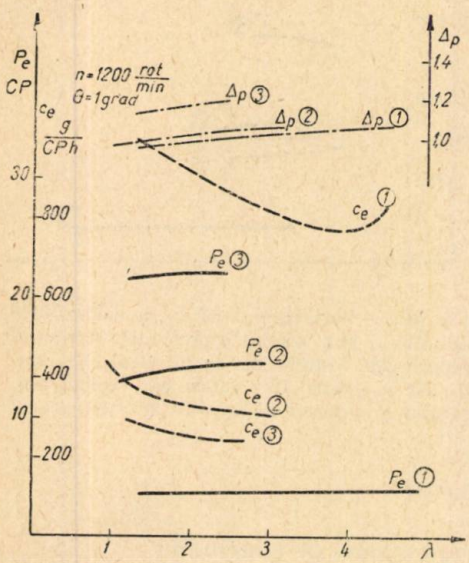


Fig. 13. — Variația puterii P_e, a consumului specific c_e și a creșterii presiunii în timpul arderii Δp, funcție de coeficientul excesului de aer λ, pentru trei valori ale sarcinii motorului și avansul la injecție $\theta = -1$ grad (injecție după punctul mort).

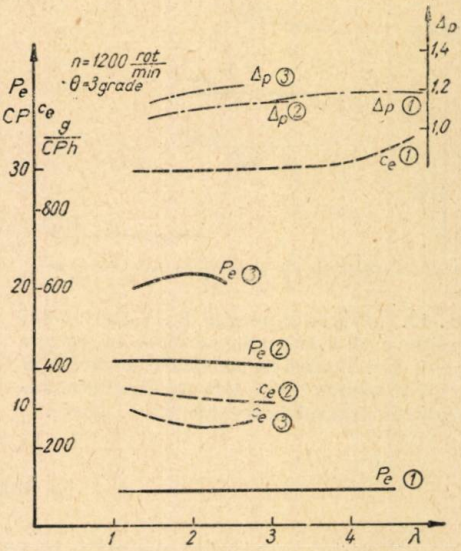


Fig. 14. — Variația puterii P_e, a consumului specific c_e și a creșterii presiunii în timpul arderii Δp funcție de coeficientul excesului de aer λ, pentru trei valori ale sarcinii motorului și avansul la injecție $\theta = 3$ grade.

Din examinarea diagramelor prezentate se desprind o serie de observații. Sînt valori ale puterii motorului la care nu se poate realiza prin recirculare de gaze arse coeficientul de exces de aer de la plină sarcină ; cu alte cuvinte, motorul nu funcționează bine cînd proporția între aerul aspirat și gazele arse recirculate depășește o anumită valoare. La sarcini mici, efectul recirculării gazelor arse nu se percepe iar la sarcini mari (apropiate de plină sarcină) recircularea gazelor arse are un efect negativ. Se constată că pentru o anumită sarcină există un avans la injecție optim care asigură o mărire a puterii și o micșorare a consumului specific de combustibil prin recirculare de gaze arse. În orice caz, cîștigul obținut este redus (în condițiile motorului studiat și atîta timp cît nu se acționează asupra legii de injecție).

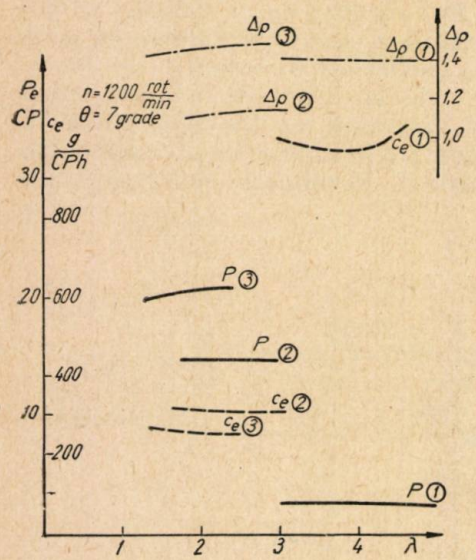


Fig. 15. — Variația puterii P_e, a consumului specific c_e și a creșterii presiunii în timpul arderii Δp, funcție de coeficientul excesului de aer λ, pentru trei valori ale sarcinii motorului și avansul la injecție $\theta = 7$ grade.

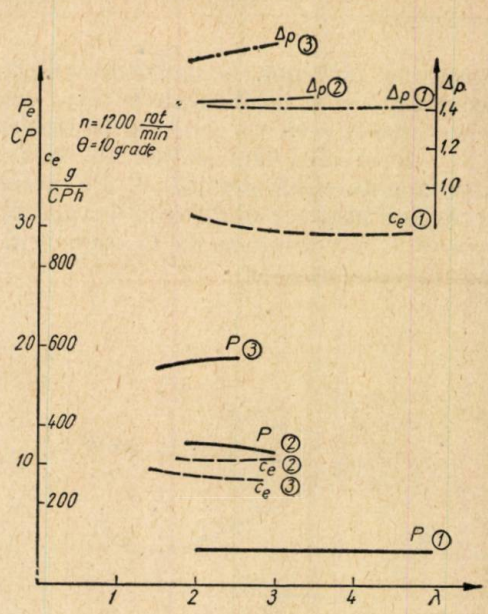


Fig. 16. — Variația puterii P_e, a consumului specific c_e și a creșterii presiunii în timpul arderii Δp, funcție de coeficientul excesului de aer λ, pentru trei valori ale sarcinii motorului și avansul la injecție $\theta = 10$ grade.

4. CONCLUZII

Studiul prezentat permite să se tragă o serie de concluzii :

— Dacă se asigură motorului, la orice sarcină normală de lucru, numai excesul de aer de la plină sarcină, procesul de ardere decurge global în condiții foarte apropiate de cele de la motorul fără recirculare. Regimul la care apare limita de fum arată o reducere a posibilităților de supraîncărcare a motorului, ceea ce însă nu are importanță la sarcini reduse.

— Funcționarea motorului la sarcini reduse este mai liniștită deoarece raportul de creștere a presiunii scade o dată cu mărirea cantității de gaze arse recirculate.

— Este necesar să se realizeze o scădere a avansului la injecție o dată cu sarcina, fapt care arată că efectul preîncălzirii combustibilului compensează cu mult efectul pulverizării mai slabe a acestuia. Rămîne deschisă deci posibilitatea de a realiza o bună ardere la sarcini mici și pentru pulverizări mai slabe, de exemplu în cazul combustibililor grei.

— Regimul termic al motorului este mai ridicat față de regimul termic de la aceeași sarcină, însă fără recirculare. S-a constatat că sistemul de răcire este încă capabil să asigure o funcționare normală a motorului. Experiențele arată o încălzire mai mare a țevăriei de evacuare însă în limite admise. În legătură cu comportarea organelor nerăcite ale motorului, în special grupul pistonului, nu s-au făcut încă probe de durată.

— În cazul motorului studiat, la care vaporizarea combustibilului la sarcini reduse este asigură și legea de injecție nu se poate modifica, cîștigul în economicitate este redus; cîștigul în economicitate prin recircularea gazelor arse va crește la tipurile de motoare care ard combustibili grei sau folosesc injecția directă. De asemenea, motoarele cu injecție directă vor avea o funcționare mai puțin dură în timpul recirculării de gaze arse.

— Aprecierea funcționării motoarelor cu recirculare de gaze arse se poate face prin metoda de calcul simplificată descrisă în acest articol, cu condiția să se pună la baza calculelor un ciclu care să exprime evoluțiile caracteristice din timpul procesului de ardere din motor.

МЕТОД УЛУЧШЕНИЯ РАБОТЫ ДВИГАТЕЛЕЙ ВНУТРЕННЕГО СГОРАНИЯ С ВОСПЛАМЕНЕНИЕМ ОТ СЖАТИЯ ПРИ НЕПОЛНОЙ НАГРУЗКЕ

КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ

В настоящей работе демонстрируется возможность улучшения работы при неполной нагрузке двигателей с воспламенением от сжатия путем рециркуляции выхлопных газов, в результате чего получается лучшее распыление топлива и частичное использование тепла с отработанных газов. Этот метод может быть с успехом применен к двигателям с воспламенением от сжатия при непосредственном вспрыскивании топлива и к двигателям, использующим тяжелое топливо.

Исходя из допущения, что сгорание топлива обеспечено, если при любой нагрузке обеспечивается коэффициент избытка воздуха-имеющийся при полной нагрузке, авторы дают упрощенный метод расчета, в предположении идеального газа, позволяющий определить расчетным путем показатели, которых можно добиться путем рецир, куляции выхлопных газов. Проведенные испытания, описанные в 3-м разделе работы, показывают, что метод расчета справедлив при условии, чтобы в основу его был положен идеальный цикл, приближенный к характерным процессам исследуемого цикла.

Из работы выводится ряд заключений:

— процесс горения происходит нормально лишь в том случае, если двигатель обеспечивается при любой нормальной рабочей нагрузке избытком воздуха, необходимым для работы при полной нагрузке;

— при неполной нагрузке двигатель работает более спокойно вследствие того, что отношение возрастания давления падает одновременно с увеличением количества рециркулирующих выхлопных газов;

— двигатель требует уменьшения опережения впрыскивания одновременно с нагрузкой; это свидетельствует о том, что эффект подогрева топлива компенсирует в значительной степени эффект более слабого его распыления. Таким образом, остается открыта возможность добиться хорошего сгорания при малой нагрузке и при более слабом распылении, как например в случае тяжелого топлива;

— тепловой режим двигателя повышается в случае рециркуляции отработавших газов, но система охлаждения двигателя остается все же достаточно действенной.

При проведении исследований испытание на износ не проводилось.

ОБЪЯСНЕНИЕ РИСУНКОВ

Рис. 1. — Идеальный цикл двигателя с воспламенением от сжатия.

Рис. 2. — Определение количества топлива, необходимого для впрыскивания в период запаздывания воспламенения для получения заданного максимального давления.

Рис. 3. — Определение температуры в конце всасывания.

Рис. 4. — Определение внутренней удельной энергии отработанных газов, оставшихся в цилиндре в какой-либо момент выпуска.

Рис. 5. — Определение внутренней энергии выхлопных газов, выпускаемых из двигателя.

Рис. 6. — Определение количества выхлопных газов, которое может быть использовано для получения заданной к концу всасывания температуры.

Рис. 7. — Схема трубопровода для рециркуляции выхлопных газов.

Рис. 8. — Общий вид механизма для получения изменения опережения при вспрыскивании.

Рис. 9. — Зависимость коэффициента нагрузки двигателя КД-35 $\frac{L}{L_{макс}}$ от удельного расхода c_e с рециркуляцией выхлопных газов и без нее.

Рис. 10. — Расчетное значение запаздывания воспламенения в зависимости от температуры начала сжатия.

Рис. 11. — Цикл преждевременного изохронного сгорания, происходящего в рабочем процессе двигателя, в случае рециркуляции выхлопных газов без изменения опережения или законов впрыскивания.

Рис. 12. — Зависимость расчетного коэффициента нагрузки $\frac{L}{L_{макс}}$ от удельного расхода c_e в случае рециркуляции выхлопных газов.

Рис. 13. — Зависимость мощности P_e, удельного расхода c_e и повышения давления в процессе сгорания Δ_p, от коэффициента избытка воздуха λ для трех величин нагрузки двигателя при опережении впрыскивания $\theta = -1°$ (впрыскивание после мертвой точки).

Рис. 14. — Зависимость мощности P_e, удельного расхода c_e и повышения давления в процессе сгорания Δ_p от коэффициента избытка воздуха λ для трех величин нагрузки двигателя при опережении впрыскивания $\theta = 3°$.

Рис. 15. — Зависимость мощности P_e, удельного расхода c_e и повышения давления в процессе сгорания Δ_p от коэффициента избытка воздуха λ для трех величин нагрузки двигателя при опережении впрыскивания $\theta = 7°$.

Рис. 16. — Зависимость мощности P_e, удельного расхода c_e и повышнния давления в процессе сгорания Δ_p от коэффициента избытка воздуха λ для трех величин нагрузки двигателя при опережении впрыскивания $\theta = 10°$.

MÉTHODE POUR AMÉLIORER LE FONCTIONNEMENT À DES CHARGES RÉDUITES DES MOTEURS À ALLUMAGE PAR COMPRESSION

RÉSUMÉ

Dans ce travail, les auteurs montrent qu'il est possible d'améliorer le fonctionnement à puissance réduite des moteurs à allumage par compression, en faisant recycler les gaz de combustion. Il s'ensuit une meilleure

vaporisation du combustible, ainsi que l'utilisation partielle de la chaleur éliminée par les gaz évacués. Il semble que la méthode pourrait être avantageusement appliquée aux moteurs à allumage par compression et à injection directe, ainsi qu'aux moteurs employant un combustible lourd.

En partant de l'hypothèse que la combustion est assurée si, à une charge quelconque, on peut réaliser le coefficient de l'excès d'air de la pleine charge, les auteurs développent une méthode de calcul simplifiée, dans l'hypothèse des gaz parfaits, qui permet de déterminer les performances qu'on pourrait obtenir par le recyclage des gaz de combustion. Les expériences effectuées, présentées dans la 3e partie de ce travail, montrent que la méthode de calcul est juste, à condition de considérer à la base de ce calcul un cycle idéal, se rapprochant des processus caractéristiques du cycle étudié.

Le travail permet de tirer plusieurs conclusions :

— si, à toute charge normale de travail, on fournit au moteur juste l'excès d'air correspondant à la pleine charge, le processus de la combustion se produit normalement ;

— le fonctionnement du moteur aux charges réduites est plus calme, puisque le rapport de l'augmentation de la pression diminue avec l'augmentation de la quantité des gaz recyclés ;

— le moteur exige une réduction de l'avance à l'injection avec la charge, ce qui montre que l'effet du réchauffage du combustible compense largement l'effet de sa pulvérisation plutôt faible. Ce fait permettrait donc de réaliser une bonne combustion à des charges réduites et avec des pulvérisations plus faibles, par exemple dans le cas des combustibles lourds ;

— le régime thermique du moteur est plus élevé dans le cas où les gaz de combustion sont recyclés, le système de refroidissement du moteur restant toujours efficace.

Dans les études mentionnées il n'a pas encore été possible de réaliser des essais d'usure.

EXPLICATION DES FIGURES

Fig. 1. — Cycle idéal du moteur à allumage par compression.

Fig. 2. — Détermination de la quantité de combustible à injecter pendant la période du retard à l'allumage, afin d'obtenir la pression maximum exigée.

Fig. 3. — Détermination de la température à la fin de l'aspiration.

Fig. 4. — Détermination de l'énergie interne spécifique des gaz de combustion restés dans le cylindre à un instant quelconque de l'évacuation.

Fig. 5. — Détermination de l'énergie interne des gaz évacués du moteur.

Fig. 6. — Détermination de la quantité de gaz de combustion pouvant être recyclés, pour une température donnée à la fin de l'aspiration.

Fig. 7. — Schéma de la canalisation pour le recyclage des gaz de combustion.

Fig. 8. — Dessin d'ensemble du mécanisme destiné à faire varier l'avance à l'injection.

Fig. 9. — Variation du coefficient de charge $\frac{L}{L_{max}}$ du moteur KD-35, en fonction de la consommation spécifique c_e, avec et sans recyclage des gaz de combustion.

Fig. 10. — Valeur calculée du retard à l'allumage en fonction de la température au début de la compression.

Fig. 11. — Cycle de combustion isochore prématurée, représentant les processus de fonctionnement dans le moteur dans le cas du recyclage des gaz de combustion, sans modifier l'avance ou la loi de l'injection.

Fig. 12. — Variation du coefficient de charge calculé, $\frac{L}{L_{max}}$, en fonction de la consommation spécifique c, dans le cas du recyclage des gaz de combustion.

Fig. 13. — Variation de la puissance P_e, de la consommation spécifique c_e, et de l'accroissement de la pression Δp pendant la combustion, en fonction du coefficient de l'excès d'air λ, pour trois valeurs de la charge du moteur et pour une avance à l'injection de $\theta = -1°$ (injection après le point mort).

Fig. 14. — Variation de la puissance P_e, de la consommation spécifique c_e, et de l'accroissement de la pression Δp pendant la combustion, en fonction du coefficient de l'excès d'air λ, pour trois valeurs de la charge du moteur et pour une avance à l'injection de $\theta = 3°$.

Fig. 15. — Variation de la puissance P_e, de la consommation spécifique c_e, et de l'accroissement de la pression Δp pendant la combustion, en fonction du coefficient de l'excès d'air λ, pour trois valeurs de la charge du moteur et pour une avance à l'injection de $\theta = 7°$.

Fig. 16. — Variation de la puissance P_e, de la consommation spécifique c_e, et de l'accroissement de la pression Δp pendant la combustion, en fonction du coefficient de l'excès d'air λ, pour trois valeurs de la charge du moteur et pour une avance à l'injection de $\theta = 10°$.

BIBLIOGRAFIE

1. G. BĂRĂNESCU, *Calculul proceselor de ardere*. Ed. Acad. R.P.R., Bucureşti, 1955.
2. H. WOLFER, *Le retard à l'allumage dans le moteur Diesel*. Rev. Techn. Sulzer, *3*, 18 (1939).

ASUPRA PRECIZIEI DETERMINĂRII VITEZEI DE CĂDERE A UNEI SFERE ÎNTR-UN MEDIU VÎSCOS CU AJUTORUL IZOTOPILOR RADIOACTIVI*)

DE

AL. POPESCU şi I. CARABOGDAN

În ultima vreme metodele de măsurare care folosesc izotopii radioactivi au permis rezolvarea unor probleme foarte dificile apărute în special în industrie.

Una dintre aceste probleme este măsurarea vîscozităţii unor lichide ce se găsesc, în mod normal, în condiţii grele de accesibilitate, fie din cauza temperaturii ridicate în cazul zgurilor, fie din cauza unor proprietăţi fizice şi chimice speciale. În aceste cazuri folosirea izotopilor radioactivi este indicată deoarece condiţiile speciale amintite mai sus nu mai constituie un impediment.

În literatură [1], [2], se dau unele date despre instalaţiile pentru măsurarea vîscozităţii, fără a se preciza însă erorile proprii metodei.

Se cunosc două posibilităţi de folosire a izotopilor radioactivi pentru măsurarea vîscozităţii.

În ambele cazuri se studiază căderea unei sfere într-un mediu vîscos, fenomen exprimat matematic prin legea lui Stokes.

În figura 1 *a* este prezentată instalaţia ce foloseşte o sferă metalică radioactivă cu o activitate de aproximativ 2—3 mC. Două contoare, aşezate într-un bloc de plumb cu două fante practicate la o distanţă de 100 mm, produc la ieşirea schemei electronice două impulsuri. Primul impuls reprezintă momentul în care bila radioactivă trece prin faţa primei fante. Timpul scurs pînă la apariţia celui de-al doilea impuls reprezintă tocmai timpul necesar pentru ca sfera să parcurgă distanţa dintre cele

*) Lucrare prezentată Institutului de energetică la data de 27 august 1959.

două fante. În felul acesta se găseşte viteza de cădere. Vîscozitatea se determină cu ajutorul relaţiei

$$\rho = \frac{2}{9} g \frac{\rho_s - \rho}{V} \left(\frac{d}{2}\right)^2 AB,$$

dedusă din legea lui Stokes amintită mai sus [3]. În această relaţie

g = acceleraţia gravitaţiei (cm/s^2),
ρ_s, ρ = greutatea specifică a sferei şi a lichidului studiat,
V = viteza de cădere a sferei,
d = diametrul sferei,
A, B = factori de corecţie [3].

Instalaţia din figura 1 *b* foloseşte două surse de C_0^{60} cu activitate de 10 mC, introduse într-un bloc de plumb cu două fante. Fascicolele de radiaţii ies prin cele două fante, străbat vasul în care se găseşte lichidul studiat şi sînt înregistrate de cele două contoare. Sfera este în cazul acesta inactivă şi se confecţionează dintr-un material cu greutate atomică mare, pentru ca trecerea sa prin faţa fantelor (20 × 2 mm) să fie însoţită de o absorbţie cît mai mare a radiaţiilor. În felul acesta, cunoscînd timpul scurs între cele două minime înregistrate de instalaţia electronică, se poate calcula viteza de cădere.

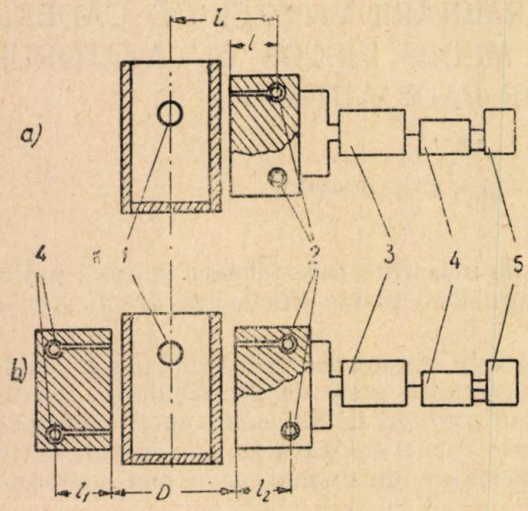


Fig. 1. — Schema instalaţiilor experimentale : *a*) cu sferă radioactivă ; *b*) cu sferă inactivă.
1, sfera metalică ; *2*, contoare ; *3*, numărător electronic ; *4*, releu electronic ; *5*, cronometru cu graduaţii în sutimi de secundă.

La prima vedere instalaţia cu sferă inactivă prezintă un avantaj important, deoarece nu mai sînt necesare operaţiile complicate de mînuire ce apar în cazul corpurilor radioactive. Pentru a permite o apreciere exactă a performanţelor celor două variante, s-a studiat comportarea lor la trecerea sferei prin faţa fantelor. Instalaţia folosită este arătată schematic în figura 2.

S-au studiat diferite geometrii ale sistemului sursă ecran-contor, căutîndu-se condiţiile de lucru care să poată oferi posibilitatea măsurării cu suficientă exactitate a timpului în care sfera cade de la nivelul primei fante la nivelul celei de-a doua. La trecerea sferei prin faţa fantelor, la ieşirea instalaţiei electronice apar două impulsuri.

Primul impuls declanşează un cronometru electric iar al doilea impuls îl opreşte. Erorile ce se fac la măsurarea timpului reprezintă erori

la determinarea vitezei și deci erori în determinarea vîscozității. Problema importantă ce trebuie rezolvată constă deci în acționarea corectă a cronometrului. Pentru aceasta este necesar ca la ieșirea instalației electronice să se obțină, în momentul în care sfera acoperă fantele, impulsuri de durată foarte scurtă.

În figura 3 sînt reprezentate curbele obținute la deplasarea sferei

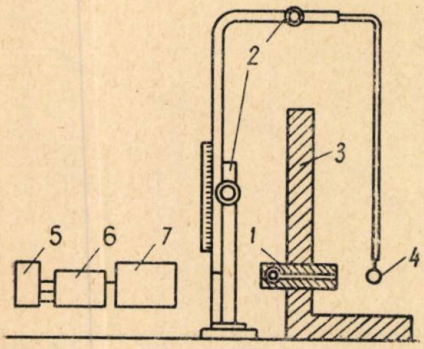


Fig. 2. — Schema instalației de măsură. *1*, contor G.M. ; *2*, butoane de acționare ; *3*, perete de plumb ; *4*, sfera metalică ; *5*, cronometru ; *6*, releu electronic ; *7*, numărător electronic.

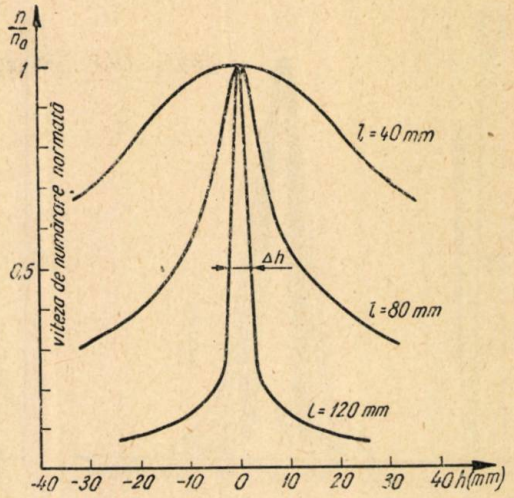


Fig. 3. — Numărul de impulsuri înregistrat la trecerea unei sfere radioactive prin fața fantei funcție de grosimea peretelui de Pb care formează fanta.

prin fața fantei, păstrînd distanța dintre sursă și contor (fig. 1) $L = 250$ mm (s-a notat cu h distanța bilei față de planul fantei).
Se poate observa, că pe măsura creșterii lungimii fantei de acces a radiațiilor la contor, se îmbunătățește simțitor forma curbelor obținute.

Instalația electronică poate furniza impulsurile de comandă de forma necesară, însă la rîndul lor aceste impulsuri apar ca urmare a creșterii vitezei de numărare. Curbele din figura 3 au fost ridicate pentru un timp de măsurare de 5 minute.

În situația reală sfera cade și timpul convențional în care se găsește în fața fantelor poate fi în cazul lichidelor puțin vîscoase suficient de mic pentru ca fluctuațiile sursei să fie apreciabile. Din această cauză, instalația electronică se reglează astfel încît furnizează impulsul de la ieșire cînd viteza de numărare atinge jumătate din valoarea sa maximă. Acest lucru permite o funcționare sigură a blocului de comandă, însă în același timp face posibilă aprecierea eronată a poziției sferei. Dacă se ia drept criteriu al erorii, lățimea curbei ce reprezintă viteza de numărare normată la 50% din valoarea sa maximă, se poate face o evaluare acoperitoare a erorilor ce pot apare în fiecare caz.

Este clar că folosind pentru contor fante cu lungimi mari ($l = 120$ mm), putem obţine curbe de răspuns cu formă acceptabilă.

Dar, în aplicaţiile practice de măsurare, nu este întotdeauna posibilă aşezarea blocului în care se găsesc contoarele, în imediata vecinătate a vasului ce conţine lichidul. De aceea, este foarte important ca forma acestor curbe să se păstreze şi cînd distanţa sursă-contor creşte. În figura 4 sînt

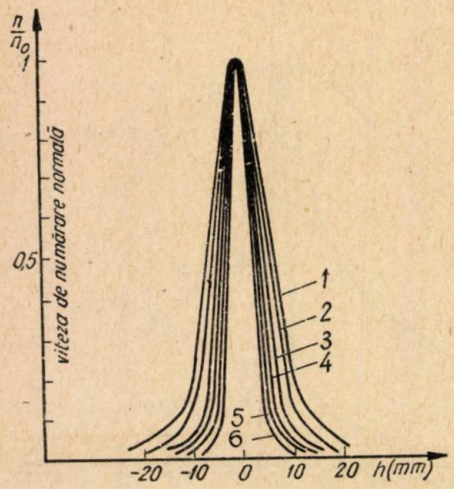


Fig. 4. — Numărul de impulsuri înregistrat la trecerea sferei radioactive prin faţa fantei funcţie de distanţa dintre sfere şi contor.

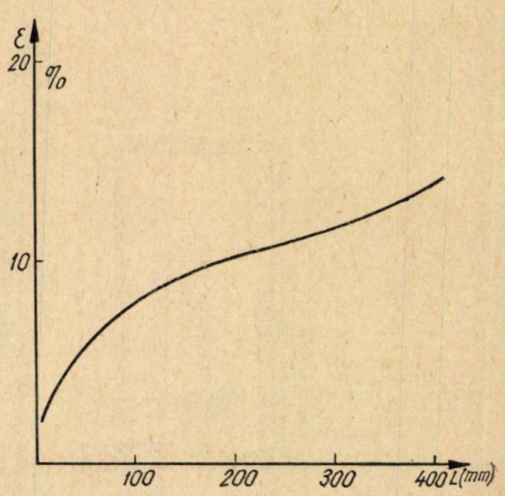


Fig. 5. — Curba erorilor de măsurare.

trasate curbele obţinute pentru diferite valori ale distanţei L, în cazul folosirii unei sfere radioactive cu diametrul de 10 mm.

Folosind pentru calculul erorilor introduse de metoda de măsurare criteriul enunţat mai sus, se obţine rezultatul exprimat grafic prin curba din figura 5. În aceste calcule s-a considerat că planele în care sînt situate fantele se găsesc la o distanţă de 100 mm.

În cazul instalaţiei din figura 1 *b* s-au folosit sfere de plumb cu diferite diametre. La trecerea acestora prin faţa fantei s-au obţinut curbele din figura 6.

Se observă că toate aceste curbe au o formă asemănătoare.

Pentru aprecierea erorii vom considera în cazul acesta numai curbele obţinute cu sferele mari ($d = 25$ mm), deoarece pentru celelalte, variaţia vitezei de numărare este mai mică decît 50 % şi nu pot asigura funcţionarea corectă a instalaţiei electronice.

În cazul acesta, erorile de metodă ce apar în cele două situaţii ($D = 150$ mm, $D = 300$ mm) au practic aceeaşi valoare, fiind cuprinse între 15 % şi 16 %. Comparînd cu rezultatele precedente (fig. 5), se poate vedea că metoda cu sfera radioactivă este indicată în special pentru cazurile în care distanţa sursă-contor poate fi păstrată suficient de mică. Dacă acest lucru nu este posibil, atunci poate fi folosită metoda sferei inactive,

metodă care prezintă proprietatea importantă că erorile rămîn aproape constante la creşterea distanţei D. Pentru mărirea preciziei cele două fante trebuie situate la distanţe de cîteva ori mai mari. În cazul acesta este necesar să se studieze bine lansarea sferei, deoarece devierea ei de pe axa fantelor poate conduce la funcţionarea nesigură a instalaţiei.

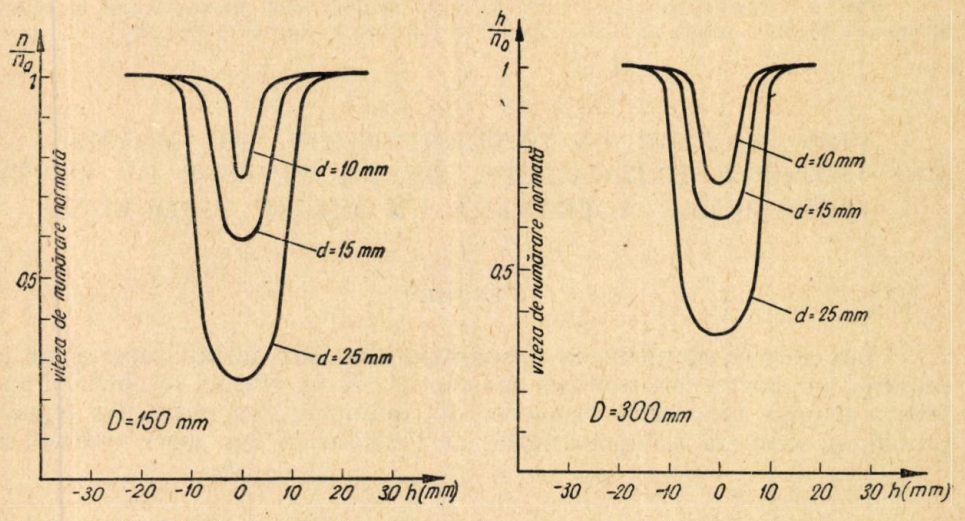


Fig. 6. — Numărul de impulsuri înregistrat la trecerea unei sfere neradioactive prin faţa fantei : *a*) pentru $D = 150$ mm ; *b*) pentru $D = 300$ mm.

К ВОПРОСУ О ТОЧНОСТИ ОПРЕДЕЛЕНИЯ СКОРОСТИ ПАДЕНИЯ ШАРИКА В ВЯЗКОЙ СРЕДЕ ПРИ ПОМОЩИ РАДИОАКТИВНЫХ ИЗОТОПОВ

КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ

Дается описание двух установок для измерения скорости падения шарика в вязкой среде при помощи радиоактивных изотопов. Приводятся погрешности измерения и указываются возможности применения обоих методов.

ОБЪЯСНЕНИЕ РИСУНКОВ

Рис. 1. — Схема экспериментальных установок : *а*) с радиоактивной средой ; *b*) с инактивной средой.

1 — металлический шарик; 2 — счетчики ; 3 — электронный счетчик; 4 — электронное реле; 5 — секундомер с делениями сотых секунд.

Рис. 2. — Схема установки измерения.

1 — счетчик Гейгер — Мюллера; 2 — трансмиссия действия; 3 — свинцовая стенка; 4 — металлический шарик; 5 — секундомер; 6 — электронное реле; 7 — электронный счетчик.

Рис. 3. — Число импульсов, зарегистрированных при прохождении радиоактивного шарика перед щелью в зависимости от толщины свинцовой стенки, образующей щель.

Рис. 4. — Число импульсов, зарегистрированных при прохождении радиоактивного шарика перед щелью, в зависимости от растояния между шариком и счетчиком.

Рис. 5. — Кривая погрешностей измерения.

Рис. 6. — Число импульсов, зарегистрированных при прохождении нерадиоактивного шарика перед щелью *a*) для $D = 150$ мм; *b*) для $D = 300$ мм.

PRÉCISION DE LA DÉTERMINATION, AU MOYEN DES ISOTOPES RADIOACTIFS, DE LA VITESSE DE CHUTE D'UNE BILLE À TRAVERS UN MILIEU VISQUEUX

RÉSUMÉ

Les auteurs donnent la description de deux installations pour la mesure, au moyen des isotopes radioactifs, de la vitesse de chute d'une bille à travers un milieu visqueux. Ils indiquent, en outre, les erreurs probables, ainsi que les opportunités de l'utilisation des deux méthodes.

EXPLICATION DES FIGURES

Fig. 1. — Schéma des installations expérimentales : *a*) à bille radioactive ; *b*) à bille inactive.

1 — bille métallique ; *2* — compteurs ; *3* — compteur électronique ; *4* — relais électronique ; *5* — chronomètre gradué en centièmes de seconde.

Fig. 2. — Schéma du dispositif de mesure.

1 — compteur G. M. ; *2* — dispositifs d'action ; *3* — paroi de plomb ; *4* — bille métallique ; *5* — chronomètre ; *6* — relais électronique ; *7* — compteur électronique.

Fig. 3. — Nombre d'impulsions enregistrées lors des passages d'une bille radioactive devant la fente, en fonction de l'épaisseur de la paroi de Pb où se trouve la fente.

Fig. 4. — Nombre d'impulsions enregistrées lors des passages d'une bille radioactive devant la fente, en fonction de la distance de la bille au compteur.

Fig. 5. — Courbe des erreurs de mesure.

Fig. 6. — Nombre d'impulsions enregistrées lors des passages d'une bille non radioactive devant la fente : *a*) pour $D = 150$ mm ; *b*) pour $D = 300$ mm.

BIBLIOGRAFIE

1. P. E. Diacenco, *Folosirea izotopilor radioactivi în tehnică*. Ed. tehnică, Bucureşti, 1958.
2. G. G. Iordan, V. B. Brodschi, B. S. Brodschi, B. S. Sotscov, *L'utilisation de l'énergie atomique à des fins pacifiques*. XV. *L'emploi des isotopes radioactifs pour le contrôle de fabrication* T/704 (U.R.S.S.), p. 159—166, Genève, 1955.
3. H. Umstätter, R. Schwaben, *Einführung in die Viskosimetrie und Rheometrie*. Springer, Berlin, 1952.

STUDIUL ÎNSUȘIRILOR DE COCSIFICARE ALE CĂRBUNILOR DIN BAZINUL VĂII JIULUI*)

I. STUDIUL HUILELOR DE GAZ LUPENI

DE

I. BLUM, FR. BOLCHI, I. NISTOR și FR. BARCA

Bazinul carbonifer al Văii Jiului prezintă o importanță deosebită pentru economia noastră națională, putînd satisface necesitățile industriei cocsochimice, prin calitatea cărbunilor și rezervele disponibile.

În diverse studii anterioare s-a arătat că, deși bazinul aparține terțiarului, urmînd să conțină din punct de vedere geologic cărbuni bruni, în bazin se găsesc huile (huile chimice). Huilifierea s-a făcut diferențial, în vest fiind mai pronunțată, ajungînd pînă la huile de gaz (exploatarea Lupeni, Uricani și parțial Vulcan), iar în est mai puțin accentuată, numai pînă la cărbuni bruni huiloși (exploatarea Petrila și Lonea); elementul de trecere între aceste tipuri de cărbuni este reprezentat de huila flambantă (exploatarea Aninoasa) [1], [2], [3].

Problema obținerii unui cocs metalurgic de calitate din cărbunii de Valea Jiului a fost de mult abordată [4], [5], [6], [7], [8] iar în momentul de față se caută posibilități de îmbunătățire a calității cocsului și lărgirea bazei de materii prime pentru cocsificare [9], [10], [11], [12] prin utilizarea în acest scop și a cărbunilor necocsificabili, considerați în prezent energetici, cărbuni existenți în cantități mari în estul bazinului.

Prin reluarea studiilor, s-a urmărit cunoașterea cît mai precisă a bazinului carbonifer, dat fiind exploatarea masivă și deschiderile de noi galerii în ultimii ani.

Nota prezintă date chimico-tehnologice ale cărbunilor exploatării Lupeni, cărbuni destinați în special fabricării cocsului; ea deschide un ciclu de informare asupra caracteristicilor cărbunilor exploatați din bazinul Văii Jiului, pe zăcăminte (mine, blocuri, strate).

*) Lucrare prezentată la sesiunea de comunicări a Institutului de energetică din 18—19 aprilie 1959.

Tabela redă rezultatele de laborator potrivit recomandărilor de clasificare internațională [13] și standardelor românești; prin datele analitice, indicii dilatometrici și indicii de umflare liberă, se caracterizează materia primă — cărbunii — printr-un număr de cod, iar cocsurile obținute în laborator din acești cărbuni sînt caracterizate prin fotografii și rezistența mecanică la toba Nedelmann.

Din cercetarea rezultatelor experimentale de laborator efectuate pe cărbunii minei Lupeni, rezultă:

1. Materiile volatile ale cărbunilor, raportate la masa combustibilă variază între 38,64 și 45,03%.

2. Puterea calorifică superioară a masei combustibile se situează între 7 834 și 8 290 kcal/kg.

3. Indicii de umflare liberă variază între $1 - 1\frac{1}{2}$ pentru cărbunii din sud și între $2 - 3\frac{1}{2}$ pentru cărbunii din nord, media fiind de $2\frac{1}{2}$.

4. Indicii dilatometrici K.B.S. arată umflare nulă pentru cărbunii din sud iar pentru cei din nord atinge chiar 85%.

Valorile obținute pentru indicii dilatometrici dau indicații comparative asupra însușirilor cărbunilor din diverse strate. Aceste valori nu pot fi considerate absolute, deoarece la efectuarea determinărilor conform normelor internaționale, se observă variații ale indicilor dilatometrici, datorită granulațiilor cărbunilor cu care s-a lucrat (fiecare sistem de măcinare, pînă la un anumit plafon, aduce după sine o altă compoziție granulometrică).

5. Indicele de clasificare internațională al cărbunilor din mina Lupeni este variabil; pentru cărbunii din sudul minei este în general 611 iar pentru majoritatea cărbunilor din nord indicele de clasificare internațională este 623; se constată însă și existența unor probe cu indicii 611—612 și chiar 624.

Dacă prima cifră din numărul de cod internațional este ușor de stabilit, fiind determinată de puterea calorifică și materiile volatile, cifra a doua de cod poate aduce variații largi pentru același cărbune, datorită conținutului variabil de cenușă.

Într-adevăr, sistemul de clasificare internațională (1956) prevede aplicarea tuturor determinărilor la cărbuni care au cenușa sub 10%. În unele cazuri — huile de cocs — această recomandație satisface, dar nu și pentru huilele de gaz, la care variațiile procentuale de cenușă, chiar în limitele 3—10%, aduc variații importante în umflare și dilatare, variații ale curbei Audibert-Arnu precum și ale cifrei Roga. Acesta este tocmai cazul cărbunilor cocsificabili din Valea Jiului, deci și al cărbunilor de la Lupeni [14].

Huilele ce necesită adausuri degresante de semicocs sau huile antracitoase pentru obținerea unui cocs mai compact, deci huilele de tipul Lupeni, vor prezenta curbe de dilatare și indicii de umflare diferiți dacă procentul de cenușă variază chiar în interiorul limitei de 10%.

Caracteristicile chimico-tehnologice ale cărbunilor din mina Lupeni

Nr. curent	Denumirea locului de luare a probei	Strat	Bloc	Orizont	Acoperiș	Strat	Culcuș	Încadrarea în clasificarea internațională: Umiditatea raportată la proba de analiză	Cenușă raportată la proba uscată la 105° C	Materii volatile raportate la masa combustibilă	Putere calorifică superioară raportată la masa combustibilă	Indici de umflare liberă	Indice diatometric K.B.S.: Contracție max.	Indice diatometric K.B.S.: Dilatare max.	Nr. de cod după clasificarea internațională	Analiza elementară: Umiditatea	Cenușă	Carbon	Hidrogen	Sulf combustibil	Sulf total	Oxigen + Azot	Raportată la masa combustibilă: Carbon	Hidrogen	Sulf combustibil	Oxigen + Azot	Cocsificare în retorta Kopper: Rezistența la toba Nedelmann: peste 10 mm	10 — 1 mm	sub 1 mm	Aspectul cocsului
								W	A	Vmc	Qmc	—	a	b		W	A	C	H	S	S		C	H	S				
								%	%	%	kcal/kg	—	%	%		%	%	%	%	%	%	%	%	%	%	%	%	%	%	
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22	23	24	25	26	27	28	29	30	31
2	Galerie transversală	3	II sud	630	argilă fosiliferă	cărbune cu intercalații	argilă grezoasă	2,45	5,24	40,21	7 834	1	37	—	611	2,4	5,11	73,77	5,11	1,94	3,15	11,62	79,81	5,53	2,10	12,56	60	16	24	bine copt, bine aglomerat, topit, compact
3	Galerie direcțională	5	II sud	594	-„-	cărbune	-„-	2,36	5,23	41,56	7 900	$1^1/_2$	30	—	611	2,2	5,10	73,98	5,07	1,93	2,98	11,56	79,93	5,48	2,08	12,51	52	10	38	copt, insuficient topit, insuficient aglomerat, praf mult
4	Abataj cameră	5	II sud	650	-„-	cărbune cu intercalații	-„-	2,74	4,18	39,59	7 928	1	33	—	611	2,7	4,06	74,22	5,23	1,85	2,87	11,90	80,49	5,67	1,99	11,85	45	12	43	insuficient topit, insuficient copt, insuficient aglomerat, praf mult (fig. 1).
5	Galerie direcțională sud	8—9	II sud	677	-„-	cărbune	argilă	3,25	6,65	40,97	7 873	$1^1/_2$	25	—	611	3,2	6,4	72,26	4,53	2,75	3,10	10,78	80,49	5,01	3,02	11,96	75	12	13	copt, insuficient topit, insuficient aglomerat, praf mult
6	Galerie direcțională	15	II sud	480	-„-	cărbune cu intercalații	argilă grezoasă	2,35	5,89	39,06	7 924	$1^1/_2$	27	—	611	2,3	5,7	73,36	5,27	2,70	3,94	10,57	79,83	5,73	2,94	11,50	63	13	24	copt insuficient topit, insuficient aglomerat, praf mult
7	Galerie transversală de coastă „Roșia"	3	III sud	637	-„-	cărbune	argilă	2,75	7,56	40,85	7 906	$1^1/_2$	15	—	611	2,7	7,35	71,35	4,95	2,58	3.87	11,02	79,37	5,51	2,87	12,25	80	9	11	f. bine copt, f. bine topit, f. bine aglomerat, relativ compact (fig. 2).
8	Galerie transversală de coastă „Roșia"	3	III sud	637	-„-	cărbune cu intercalații	-„-	2,47	5,70	41,26	8 048	$1^1/_2$	20	—	611	2,4	5,60	72,66	5,23	2,53	3,75	11,51	79,03	5,69	2,75	12,53	70	13	17	insuficient topit, insuficient legat, praf mult
9	Galerie transversală de coastă „Roșia"	5	III sud	637	-„-	cărbune	argilă grezoasă	2,35	6,27	41,88	8 005	$1^1/_2$	35	—	611	2,3	6,12	73,25	5,09	2,36	3,78	10,83	80,03	5,56	2,58	11,83	63	14	23	bine copt, bine topit, aglomerat, compact
10	Galerie direcțională „Roșia"	5	III sud	637	-„-	cărbune cu intercalații	gresie	2,40	6,28	42,48	8 000	2	25	—	611	2,4	6,13	73,28	4,97	2,34	3,82	10,88	80,11	5,43	3,11	11,35	50	28	22	bine copt, bine topit, aglomerat, insuficient legat, praf mult
11	Plan înclinat	13	II nord	480	marnă	„-	argilă grezoasă	1,69	4,05	38,64	8 151	$2^1/_2$	28	+40	623	1,6	3,98	75,42	5,43	3,16	3,99	10,32	79,95	5,76	3,35	10,94	88	4	8	f. bine copt, f. bine topit, f. bine aglomerat, umflat, poros, conopidal (fig. 3).
12	Galerie transversală nr. 2	3	II	723	argilă	-„-	-„-	2,00	5,75	39,93	8 125	3	15	+50	623	2,0	5,64	74,00	5,00	3,23	3,84	10,03	80,12	5,49	3,50	10,89	79	5	16	f. bine copt, f. bine topit, poros, umflat, spongios
13	Galerie direcțională	8	II	480	argilă fosiliferă	cărbune	marnă	1,75	5,14	42,40	8 167	3	26	+70	624	1,7	5,05	74,61	5,23	1,87	2,97	11,49	80,05	5,63	2,01	12,31	73	8	19	f. bine copt, f. bine topit, umflat, spongios
14	Galerie direcțională	9	II sud	480	-„-	-„-	-„-	2,26	5,45	38,86	8 066	$2^1/_2$	20	—	621	2,2	5,33	73,92	5,10	2,53	3,74	10,85	80,00	5,52	2,74	11,74	75	12	13	insuficient topit, insuficient copt, insuficient legat, poros.
15	Galerie direcțională	3	II	710	argilă	cărbune cu intercalații	argilă	2,36	5,90	39,66	8 117	$2^1/_2$	23	+5	623	2,3	5,76	74,53	4,94	2,77	3,88	9,64	81,12	5,38	3,02	10,48	85	5	10	f. bine copt, f. bine topit, f. bine aglomerat, compact (fig. 4).
16	Abataj cameră nr. 2	3	III	635	-„-	cărbune	gresie	1,75	5,61	39,47	8 171	3	21	+40	623	1,7	5,51	74,57	5,15	2,67	3,85	10,35	80,41	5,55	2,90	11,14	87	5	8	f. bine copt, f. bine topit, f. bine aglomerat, umflat, poros, conopidal (fig. 5).
17	Abataj frontal	4	III	565	argilă fosiliferă	cărbune cu intercalații	--„-	1,83	7,19	41,09	8 272	3	23	+70	624	1,8	7,06	73,74	5,13	2,54	3,79	9,70	80,94	5,64	2,79	10,63	67	23	10	f. bine copt, f. bine topit, f. bine aglomerat, umflat
18	Galerie direcțională	5	III nord	480	-„-	cărbune	argilă grezoasă	1,75	7,19	40,99	8 208	3	28	+40	623	1,7	7,06	74,08	5,07	2,78	3,85	9,26	81,24	5,57	3,05	10,14	85	5	10	f. bine copt, f. bine topit, aglomerat, umflat, poros compact
19	Abataj cameră nr. 7 b	5	III nord	565	-„-	-„-	gresie	1,71	5,06	40,36	8 124	$3^1/_2$	28	+35	623	1,7	4,97	75,16	5,23	2,32	3,49	10,61	80,56	5,60	2,49	11,35	84	5	11	bine copt, bine topit, aglomerat, compact (fig. 6).
20	Galerie direcțională	13	III A	565	marnă	-„-	argilă grezoasă	2,55	5,40	39,57	8 020	2	25	−20	612	2,5	5,26	73,81	5,02	2,56	3,87	10,80	80,06	5,44	2,77	11,73	85	7	8	f. bine copt, f. bine topit, compact, rezistent
21	Galerie transversală	14	III A	480	argilă	cărbune cu intercalații	marnă	2,18	7,57	44,24	8 107	2	20	−12	612	2,1	7,40	73,38	5,05	2,41	3,76	9,58	81,15	5,58	2,67	10,60	86	5	9	f. bine copt, f. bine topit, bine aglomerat, compact
22	Galerie transversală	14B	III A	480	argilă fosiliferă	cărbune	-„-	1,92	8,15	43,29	8 185	2	26	−10	612	1,9	7,99	72,38	5,09	2,42	3,75	10,20	80,34	5,65	2,69	11,32	83	8	9	bine copt, bine topit, aglomerat, compact
23	Reabataj	15	III nord	440	-„-	-„-	argilă grezoasă	1,91	4,92	39,91	8 185	$2^1/_2$	28	−18	622	1,9	4,83	75,58	5,12	2,83	3,91	9,73	81,04	5,49	3,03	10,44	88	8	4	bine copt, bine topit, bine aglomerat, compact (fig. 7).
24	Suitor	15	III A	480	„-	-„-	gresie argiloasă	2,65	5,21	41,01	8 041	$2^1/_2$	23	−15	622	2,6	5,07	72,14	5,09	2,55	3,93	12,50	78,17	5,51	2,76	13,56	83	8	9	f. bine copt, f. bine topit, f. bine aglomerat, rezistent
25	Galerie direcțională	17	III nord	400	argilă	-„-	argilă	1,98	5,65	40,78	8 170	2	22	+5	613	1,9	5,54	74,15	5,07	2,93	3,97	10,33	80,18	5,48	3,17	11,17	87	5	8	bine copt, bine topit, bine aglomerat, compact
26	Abataj frontal	13	III nord	400	argilă fosiliferă	-„-	argilă grezoasă	2,11	7,84	43,28	8 126	$2^1/_2$	30	+15	623	2,1	7,67	73,12	5,20	2,54	3,83	9,36	81,05	5,76	2,80	10,39	95	3	2	f. bine copt, f. bine topit, f. bine aglomerat, compact
27	Abataj frontal nr. 1 est	3	IV	543	argilă	cărbune cu intercalații	gresie	1,95	5,10	39,21	8 130	$2^1/_2$	23	+30	623	1,9	5,00	75,33	5,29	2,53	3,92	9,90	80,96	5,69	2,72	10,63	83	7	10	f. bine copt, f. bine topit, f. bine aglomerat, umflat
28	Abataj frontal nr. 4 vest	3	IV nord	543	-„-	cărbune	-„-	1,62	5,73	42,29	8 214	3	19	+70	624	1,6	5,64	75,89	5,23	2,46	3,78	9,16	81,83	5,64	2,65	9,88	70	13	17	f. bine copt, f. bine topit, f. bine aglomerat, poros, umflat, spongios
29	Abataj frontal nr. 5 vest	3	IV	543	-„-	cărbune cu intercalații	-„-	1,85	6,06	43,49	8 197	3	21	+45	623	1,8	5,96	74,91	5,13	2,76	3,98	9,39	81,26	5,57	2,99	10,18	71	17	12	f. bine copt, f. bine topit, aglomerat, pori mari, umflat
30	Abataj frontal panoul III	4	IV nord	480	argilă fosiliferă	-„-	-„-	1,84	5,90	45,54	8 201	$2^1/_2$	24	+30	623	1,8	5,79	75,32	5,29	2,79	3,99	8,97	81,54	5,73	3,02	9,71	80	12	8	f. bine copt, f. bine topit, umflat, poros
31	Abataj frontal panoul II	4	IV	515	-„-	cărbune	-„-	1,75	7,70	41,42	8 091	$2^1/_2$	30	+25	623	1,7	7,56	72,59	4,61	2,51	3,67	10,98	80,00	5,08	2,77	12,15	75	13	12	bine copt, f. bine topit, puțin umflat
32	Abataj frontal nr. 4/III	5	IV nord	490	exploatat	-„-	argilă	1,68	5,27	41,39	8 227	$3^1/_2$	15	+40	623	1,6	5,18	75,76	5,36	2,50	3,88	9,52	81,34	5,75	2,68	10,23	73	13	14	bine copt, f. bine topit, f. bine aglomerat, poros, umflat (fig. 8).
33	Abataj frontal nr. 4	8	IV	480	marnă	-„-	marnă	1,83	6,65	41,98	8 227	3	21	+30	623	1,8	6,53	74,17	5,01	2,52	3,75	9,94	80,94	5,47	2,75	10,84	75	13	12	f. bine copt, f. bine topit, f. bine aglomerat, puțin umflat
34	Abataj frontal nr. 3	9	IV	480	argilă fosiliferă	-„-	argilă fosiliferă	1,88	5,73	41,76	8 168	$2^1/_2$	26	+45	623	1,8	5,62	75,23	5,21	2,56	3,87	9,50	81,33	5,63	2,77	10,27	75	8	17	f. bine copt, f. bine topit, aglomerat, spongios, umflat, poros
35	Abataj cameră	5	V	543	-„-	-„-	gresie	1,97	6,24	45,03	8 215	3	23	+80	624	1,9	6,12	74,58	5,25	2,85	3,81	9,23	81,14	5,71	3,10	10,05	73	13	14	f. bine copt, f. bine topit, aglomerat, umflat, poros
36	Abataj frontal nr. 1 est	5	V	543	-„-	-„-	-„-	1,64	6,37	44,33	8 290	3	25	+85	624	1,6	6,27	74,82	5,17	2,65	3,96	9,45	81,25	5,61	2,88	10,26	50	25	25	f. bine copt, f. bine topit, umflat , spongios, poros
37	Suitor strat 8—9	8	V nord	480	argilă	-„-	marnă	1,66	5,35	43,56	8 133	$3^1/_2$	25	+70	624	1,6	5,26	75,15	5,03	2,39	3,67	10,51	80,74	5,40	2,57	11,29	69	11	20	f. bine copt, f. bine topit, bine aglomerat, poros, spongios, umflat
38	Suitor strat 8—9	9	V nord	480	argilă cu faună	-„-	argilă cu faună	1,69	7,16	44,68	8 281	3	28	+10	623	1,6	7,04	74,05	5,08	2,56	3,59	9,58	81,13	5,57	2,80	10,50	87	5	8	f. bine copt, f. bine topit, bine aglomerat, poros.
39	Galerie direcțională	13	VI nord	800	marnă	-„-	gresie	1,98	7,42	44,12	8 073	$1^1/_2$	18	+5	613	1,9	7,25	72,14	5,19	2,47	3,85	10,97	79,48	5,72	2,72	12,08	80	8	12	f. bine copt, f. bine topit, compact (fig. 9).
40	Galerie transversală 9	15	VI	543	argilă	-„-	-„-	2,52	5,09	38,92	7 892	1	27	—	611	2,5	4,96	72,39	5,20	2,47	3,97	12,46	78,24	5,61	2,67	13,48	78	9	17	insuficient topit, insuficient copt, praf mult (fig. 10).
41	Probă medie curentă					de la preparație		2,08	6,05	40,54	8 080	$2^1/_2$	23	+20	623	2,0	5,92	73,01	5,14	2,50	3,74	11,35	79,36	5,59	2,72	12,33	84	10	6	f. bine copt, f. bine topit, umflat spongios

De aceea, considerăm că aplicarea clasificării internaționale unui zăcămînt nu se poate face în condiții bune pentru asemenea huile de gaz, această clasificare urmînd a fi limitată numai la scopul comercial pentru care a fost propusă.

6. Din probele de cocsificare în retorta Koppers s-au obținut cocsuri cu rezistențe variabile, în general foarte bine topite și foarte bine cocsificate, dar cu umflare diferită pentru cărbunii din nord ; la cei din sud se remarcă o insuficientă topire și, uneori, chiar o insuficientă aglutinare.

7. Rezistențele mecanice ale acestor cocsuri, determinate la toba Nedelmann, sînt variabile, fiind în general mici atît pentru cocsurile foarte bine topite și foarte umflate, cît și pentru cocsurile insuficient topite și insuficient aglutinate. Valori mari ale acestei rezistențe ating cocsurile cu topire și umflare medii.

8. Se remarcă neomogeneitatea însușirilor de cocsificare ale huilei exploatate din mina Lupeni.

Astfel, cărbunii din sud prezintă însușiri de cocsificare mai slabe, avînd indicii de umflare $1-1\frac{1}{2}$, indicii dilatometrici K.B.S. numai cu contracție iar topirea și aglutinarea cărbunelui la cocsificare în retorta Koppers mai reduse.

Cărbunii din nord, care formează majoritatea cantitativă, prezintă strate cu însușiri de cocsificare foarte bune, alături de strate cu însușiri mai slabe. Indicele de umflare variază între $1\frac{1}{2}$ și $3\frac{1}{2}$, iar indicele dilatometric K.B.S. de la valori negative (minus 20), pînă la însemnate valori pozitive (plus 85).

Figurile 1—10 redau aspectul unora din cocsurile obținute.

CONCLUZII

I. Cărbunii exploatării Lupeni prezintă proprietăți diferențiale chimico-tehnice, pe blocuri, strate, orizonturi ; ei pot fi împărțiți în două categorii, după însușirile tehnologice și situarea geografică a minei: cărbuni din sectorul de nord și cărbuni din sectorul de sud.

II. Cărbunii din sectorul de nord prezintă caracteristici specifice pentru cocsificare, spre deosebire de cei din sectorul sudic, ale căror însușiri de cocsificare sînt mai slabe.

ИЗУЧЕНИЕ КОКСУЕМОСТИ УГЛЕЙ ИЗ БАССЕЙНА ВАЛЯ ЖИУЛУЙ

I. ИССЛЕДОВАНИЕ КАМЕННОУГОЛЬМЫХ ГАЗОВ ШАХТЫ ЛУПЕНЬ

КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ

В настоящей работе представлено химико-технологическое исследование углей из различных слоев и целиком шахты Лупень, а также и способ определения их категорий по международной классификации.

Обращается внимание на то, что коксуемость углей, добытых в наиболее значительных разработках шахты Лупень в 1957 году, существенно варьирует.

В работе намечаются линии выработки углей шахты Лупень на основании установленной способности их к коксованию.

ÉTUDE DES PROPRIÉTÉS DE COKÉFACTION DES CHARBON DU BASSIN DE LA VALLÉE DU JIU

I. ÉTUDES DES HOUILLES À GAZ DE LUPENI

RÉSUMÉ

Les auteurs présentent une étude chimique et technologique des charbons fournis par les divers blocs et couches de la mine de Lupeni; ils indiquent de même comment les encadrer dans la classification internationale.

Ils font ressortir le manque d'homogénéité des propriétés de cokéfaction des charbons exploités dans les abattages les plus importants de la mine de Lupeni, pendant l'année de 1957.

Les lignes d'extraction du charbon de la mine de Lupeni sont établies et recommandées sur la base des propriétés de cokéfaction déterminées.

BIBLIOGRAFIE

1. I. BLUM, *Contribution à la classification des charbons roumains. Les charbons de Lupeni.* Annales des Mines de Roumanie, Bucarest, **X**, 1927, *11 — 12*, 538 (1927).
2. I. BLUM, M. MARINESCU, *Untersuchung des Kohlenbeckens aus den Jiu-Tal Lagerstatte Vulcan.* Soc. Roum. de Sciences, Bull. de chimie pure et appl., Bucarest, **XXXVII**, *1—6*, 173 (1934).
3. I. BLUM, M. MARINESCU, *Bazinul carbonifer Petroşani — Valea Jiului. Studiul chimico-tehnic, studiu de metamorfozare şi clasificare.* Cercetări ştiinţifice, **I**, II-a, 104 (1939).
4. I. BLUM, N. DĂNĂILĂ, *Sur l'utilisation des lignites roumains. Première communication. La distillation à de basses températures.* Cercetări ştiinţifice, **I**, II, *121* (1939).
5. I. BLUM, *Etude sur les possibilités de fabrication d'un coke métallurgique avec du charbon roumain. I. Charbon de Lupeni. Formes de soufre du charbon et du coke.* **I**, II, *127* (1939).
6. I. BLUM, *Etude sur la fabrication d'un coke métallurgique. IIe communication. Influence de l'addition d'oxyde de fer sur les formes de soufre du charbon, au cours de la transformation en coke.* Cercetări ştiinţifice, **I**, II, *303* (1930).
7. I. BLUM, *Problema cărbunilor din Romînia.* Bul. congres A.G.I.R., Bucureşti, 1945.
8. I. BLUM, *Scurtă privire asupra cocsului metalurgic în R.P.R.* Manualul chimistului, **II**, A.G.I.R., Bucureşti, 1959 (1948).
9. I. BLUM, FR. BOLCHI, I. NISTOR, *Cercetări privind folosirea raţională a huilelor de gaz Lupeni, Uricani şi Vulcan pentru obţinerea cocsului metalurgic. I. Rezistenţa la sfărîmare a huilelor de gaz Lupeni, Uricani şi Vulcan; II. Cercetări privind studiul influenţei granulaţiei cărbunilor asupra calităţii cocsului.* Studii şi cercetări de energetică, **IX**, *2*, 221 (1959).
10. I. BLUM, FR. BOLCHI, FR. BARCA, *Cercetări privind utilizarea cărbunilor energetici din Valea Jiului la fabricarea cocsului metalurgic. I. Influenţa alurii termice de cocsificare*

asupra claselor granulometrice rezultate din măcinarea cărbunilor de Lupeni. Lucrare prezentată în sesiunea de comunicări a Institutului de energetică al Academiei R.P.R. din 17—18 aprilie 1958.

11. I. BLUM, FR. BOLCHI, B. BERCOVICI, V. ARDELEANU, *Influența alurii termice asupra calității cocsului. I. Studiul cărbunilor de Lupeni.* Studii și cercetări de energetică, VIII, *1*, 65 (1958),
12. I. BLUM, FR. BOLCHI, B. BERCOVICI, FR. BARCA, M. BOGDAN, G. VAIDA și D. GUGUI, *Influența alurii termice asupra calității cocsului. II. Studiul comparativ asupra cocsurilor obținute din unele huile grase și de cocs din Banat și din unii cărbuni bruni huiloși, huile flambante și de gaz din Valea Jiului.* Memoriul de încheiere a problemei cercetate în cadrul planului de activitate științifică al catedrei de tehnologie chimică organică și combustibili din Institutul politehnic, București, 1958.
13. * * * *International classification of Hard coals by type.* Geneva, august 1958.
14. I. BLUM, D. IONESCU, O. FLOAREA, *Influența sterilului asupra proprietăților de cocsificare la huilele de gaz din R.P.R.* Revista minelor, **VII**, martie, 112 (1956).

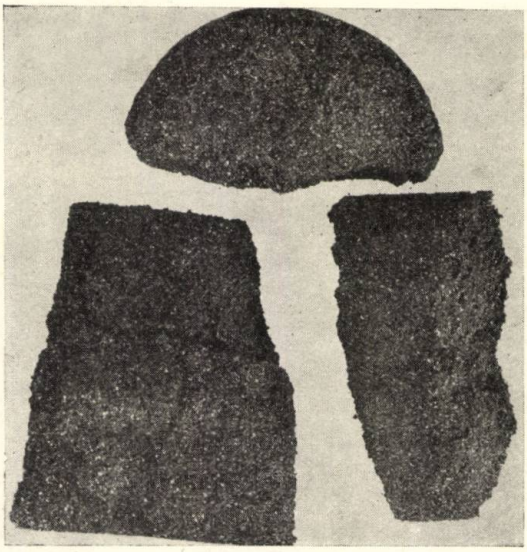


Fig. 1

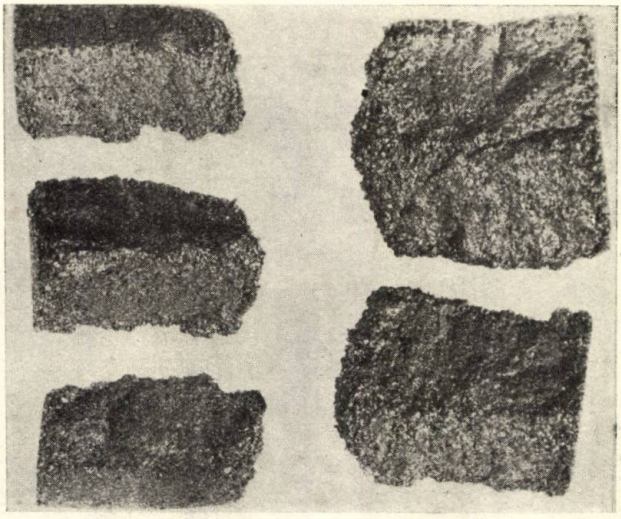


Fig. 2

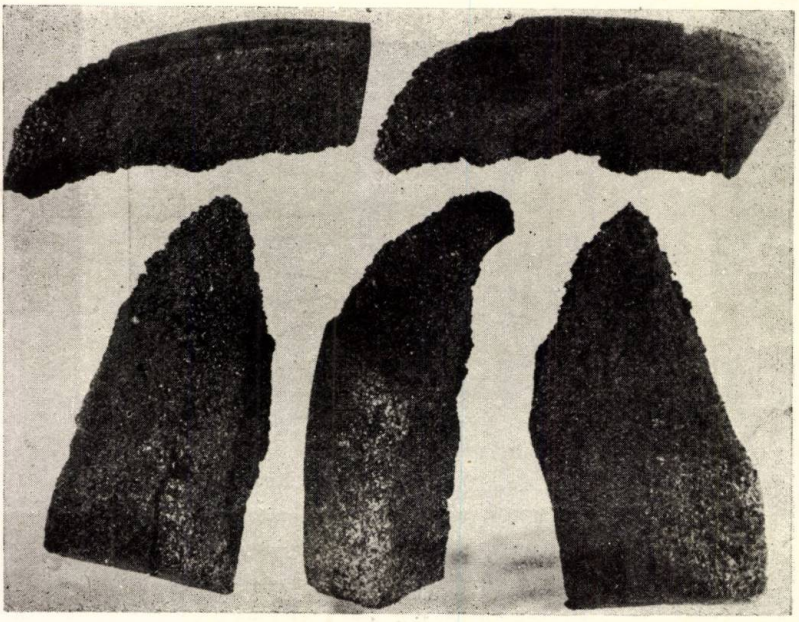


Fig. 3

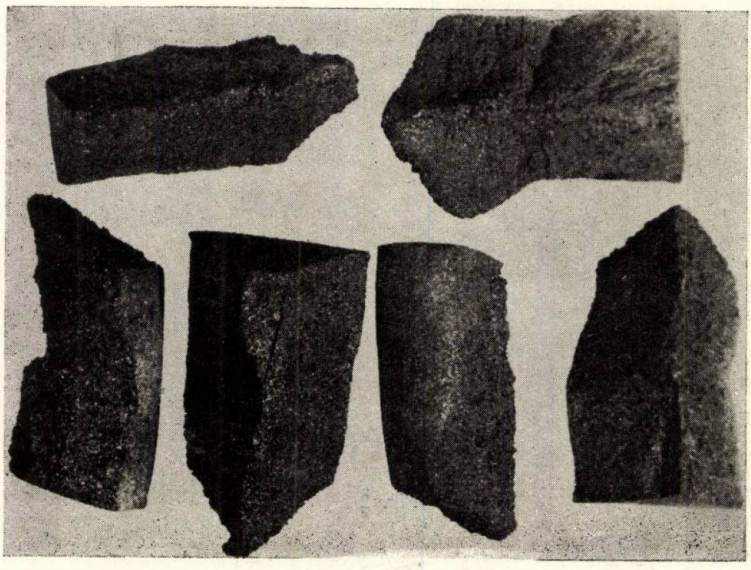


Fig. 4

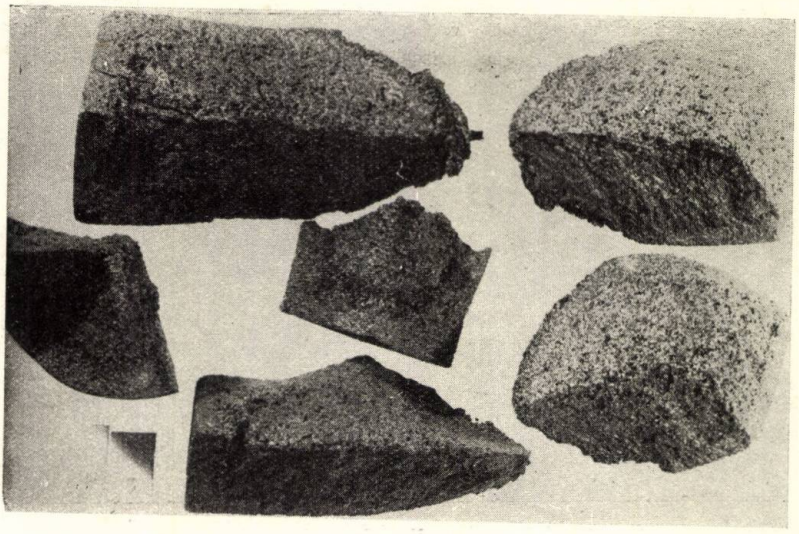


Fig. 5

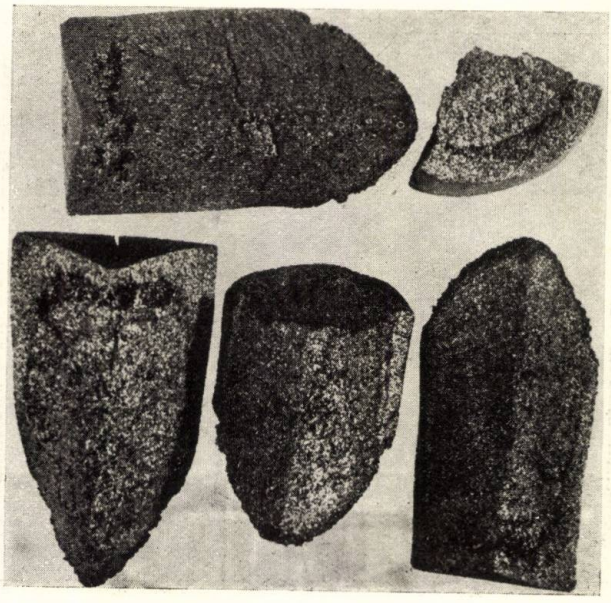


Fig. 6

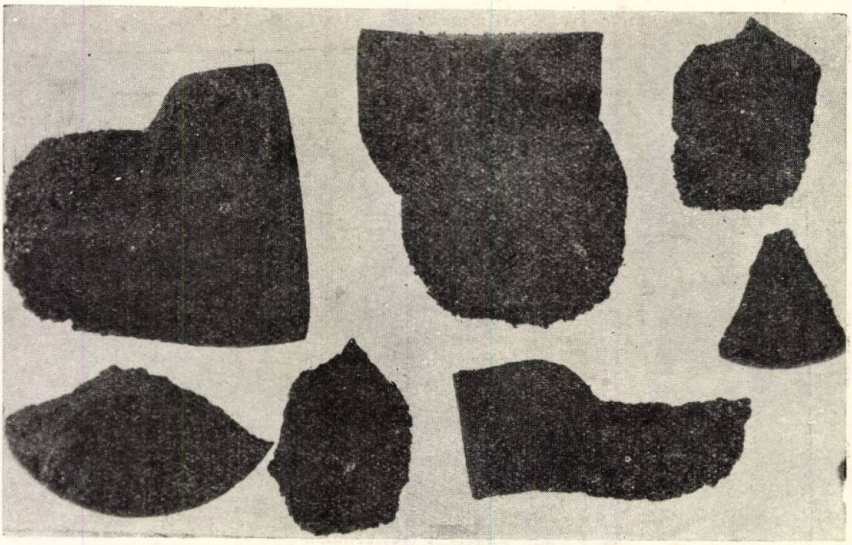


Fig. 7

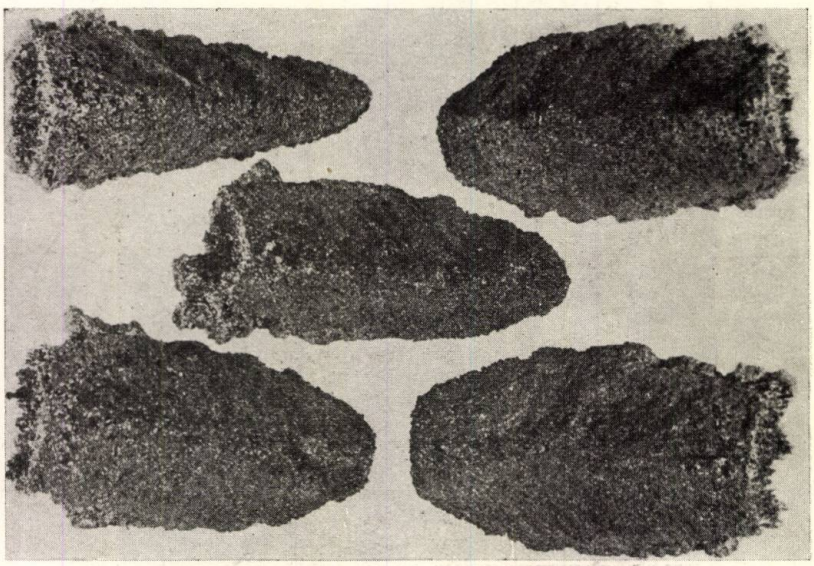


Fig. 8

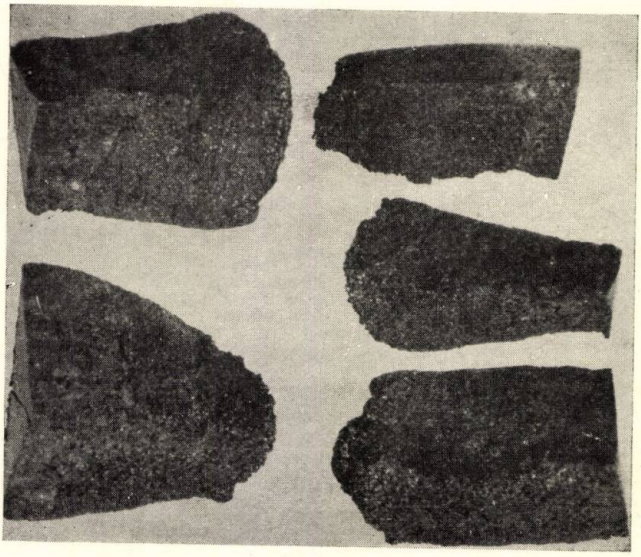


Fig. 9

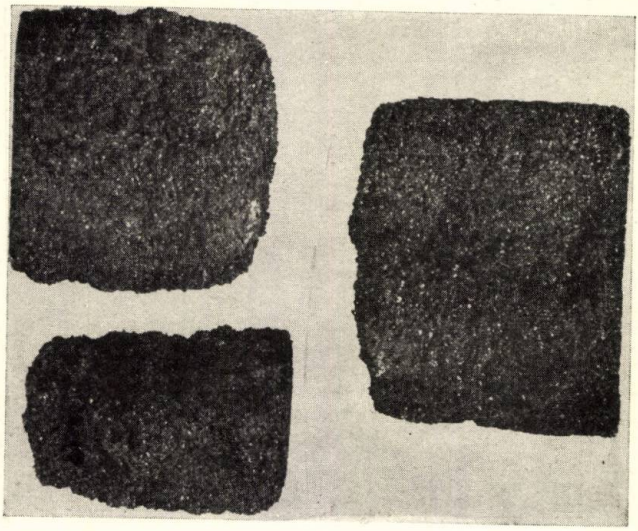


Fig. 10

INDICII TEHNOLOGICI AI PROCESULUI DE FABRICARE A GAZULUI MIXT ÎNTR-O UNITATE INDUSTRIALĂ DIN R.P.R.*)

DE

I. BLUM, FR. BOLCHI şi G. MUSCA

Una din problemele importante ale energeticii este aceea a utilizării raţionale a combustibililor clasici, problemă cu atît mai actuală cu cît încă pentru o perioadă foarte lungă aceşti combustibili vor constitui baza energetică principală.

Trebuie să se ia astfel de măsuri încît ritmul rapid al creşterii consumului de energie să nu ducă la o neraţională utilizare a rezervelor, ca acestea să fie consumate într-un mod armonios şi echilibrat. O primă măsură este scoaterea din consumul energetic a combustibililor solizi ce au utilizări tehnologice superioare (cocsificare, semicarbonizare etc.) şi înlocuirea lor cu acei combustibili care nu pot fi prelucraţi sau a căror prelucrare este neeconomică.

Dezvoltarea economică a ţării noastre implică o aplicare cît mai general posibilă a principiului folosirii complexe energo-chimice a combustibililor clasici în dauna unei folosiri directe, în stare neprelucrată, în scopuri energetice.

Acest principiu este în mare măsură aplicat produselor petroliere şi se aplică pe scară din ce în ce mai mare gazelor de sondă şi gazului metan. În ceea ce priveşte combustibilii solizi, o asemenea preocupare a luat la noi o largă extindere industrială, în ultimii ani, ca urmare a construcţiei uzinei cocso-chimice de la Hunedoara.

O dată cu mărirea cantităţii de cocs produsă în ţară, de la 80 000 t/an în anul 1938 la peste 435 000 t/an în 1957 [1], a apărut şi problema valorificării mărunţilor de cocs, înţelegînd prin aceasta granulaţia sub

*) Lucrare prezentată la sesiunea de comunicări a Institutului de energetică din 18—19 aprilie 1959.

40 mm, care nu pot fi folosiţi în furnalele înalte şi care reprezintă o parte importantă a producţiei totale.

Gazeificarea lor este o cale potrivită de valorificare, ducînd la obţinerea unui gaz combustibil ce prezintă o serie de avantaje tehnologice faţă de combustibilii solizi şi chiar lichizi, avantaje comune gazelor combustibile, cum ar fi excesul minim de aer, supleţea în utilizare, posibilitatea realizării atmosferei chimice dorite, posibilitatea de preîncălzire etc. La acestea, se mai adaugă posibilitatea de a folosi gazul de generator ca materie primă pentru industria chimică de sinteză şi anume la fabricarea metanolului, a aldehidelor, a alcoolilor superiori, a amoniacului etc.

Se poate spune că, la nivelul tehnicii actuale, combustibilul gazos este combustibilul tehnologic de bază şi este singurul înlocuitor posibil al combustibilului lichid în energetică.

Existenţa unui disponibil de mărunţi de cocs, pe de o parte, iar pe de altă parte existenţa unei mari unităţi metalurgice izolată de sursele obişnuite de gaze combustibile naturale din ţară, a dus la construcţia, pe lîngă această uzină, a unei centrale gazogene producătoare de gaz mixt. Soluţia prezentată constituie o etapă dictată de conjunctura actuală a industriei noastre grele.

În lucrarea de faţă s-au stabilit experimental indicii de gazeificare a mărunţilor de cocs, pentru instalaţia amintită, datele obţinute urmînd să servească cunoaşterii parametrilor de funcţionare ai instalaţiei în vederea realizării unui regim potrivit de exploatare şi să constituie o bază pentru procese tehnice similare.

Instalaţia pentru care s-au făcut determinările, formată din două baterii de cîte 4 gazogene, este compusă din următoarele elemente principale :

a) sistemul de alimentare cu combustibil, format dintr-o reţea de transportoare şi poduri rulante ce fac legătura între silozul comun de mărunţi şi buncărele individuale ale gazogenelor, şi din dispozitivele de alimentare discontinuă a gazogenelor ;

b) gazogenul propriu-zis, cu grătar excentric rotativ, închidere hidraulică şi cămaşe metalică pentru producere de abur saturat ;

c) sistemul de alimentare cu amestecul de insuflare, aer + abur, alcătuit din suflante de aer, camere de amestecare şi regulatoare de debit ;

d) sistemul de desprăfuire uscată a gazelor, alcătuit din 3 desprăfuitoare cu cîte un ciclon la fiecare gazogen ;

e) sistemul de răcire şi desprăfuire prin stropire directă a gazului, în scrubere cu umplutură de lemn, în legătură cu un captator de picături pentru fiecare gazogen ;

f) instalaţia de transport al gazului la distanţă, alcătuită din exhaustoare şi conductă magistrală de transport ;

g) instalaţii auxiliare : rezervoare tampon pentru apa de răcire, reţeaua de evacuare a zgurii, reţeaua de conducte destinată interschimbării sistemelor de epurare, pornirii gazogenelor, reţeaua de alimentare cu aburi şi apă etc.

În cadrul măsurătorilor experimentale, s-au cules date pentru alcătuirea bilanţurilor termice şi de materiale pe unul din gazogene (gazogenul nr. 2) şi anume s-a procedat după cum urmează :

— s-a determinat presiunea amestecului de insuflare și a gazului format după ieșirea din gazogen, înainte și după scruber;

— s-a măsurat debitul de gaz rezultat în conducta de ieșire din scruber (tub Pitôt);

— s-a determinat compoziția agentului de insuflare (amestecul aer + abur), prin măsurarea temperaturii aerului, temperaturii și presiunii amestecului, presiunii atmosferice și umidității relative a aerului;

— s-au măsurat temperaturile gazului și temperaturile apei de răcire, în diverse puncte ale instalației;

— s-a determinat consumul de cocs, zgura evacuată și praful captat;

— s-a măsurat înălțimea stratului de cocs și zgură, înălțimea zonelor de foc și a zonei de reducere;

— s-a măsurat continuu, cu un aparat înregistrator, puterea calorifică a gazului;

— s-au efectuat toate analizele necesare ale cocsului, zgurilor, cenușii, prafului captat și gazului rezultat.

Pentru o mai exactă alcătuire a bilanțurilor termice și de materiale, s-au cules date suplimentare, pentru a se putea evalua anumiți indici, pe mai multe căi, și a se putea efectua astfel un control al erorilor de lucru. Datele au fost culese, în special, pentru indicii mai importanți și anume asupra productivității și asupa solicitării gazogenului.

Au fost efectuate două serii de determinări generale, schimbîndu-se, de la o determinare la alta, compoziția agentului de insuflare, precum și structura granulometrică a mărunților de cocs în scopul stabilirii influenței pe care o are, asupra gazeificării, un conținut mai ridicat de praf. Analiza granulometrică a celor două sorturi de mărunți de cocs este următoarea:

Analiza granulometrică a cocsului			Determinarea	
			I	II
> 40 mm	%		1,59	2,20
25—40 „	„		42,41	56,70
20—25 „	„		19,05	12,90
15—20 „	„		12,90	16,10
10—15 „	„		12,88	8,30
5—10 „	„		3,91	1,29
2,5—5 „	„		3,58	0,47
<2,5 „	„		3,68	2,04
		Total	100,00	100,00
>10 mm	%		88,83	96,20
<10 „	„		11,17	3,80
		Total	100,00	100,00

Analiza granulometrică a sortului < 2,5 mm din măruntul de cocs

2—2,5 mm	%	1,15
1,5—2,5	„	„ 4,40
1,2—1,5	„	„ 3,69
1,0—1,2	„	„ 1,85
0,75—1,00	„	„ 6,29
0,60—0,75	„	„ 3,15
<0,60	„	„ 79,49
	Total	100,00

Se prezintă în continuare, indicii de gazeificare obţinuţi în cadrul celor două încercări :

1.	Durata experienţei	ore	62	14
2.	Diametrul generatorului	m	2,6	2,6
	Temperaturi şi presiuni medii			
3.	Temperatura gazului la ieşirea din gazogen	°C	400	455
4.	Temperatura apei de alimentare	°C	9,7	9,5
5.	Temperatura aerului de gazeificare	°C	10,9	10,7
6.	Temperatura amestecului abur+aer	°C	53,5	57,3
7.	Presiunea de insuflare	mmCa	12,5	14,3
8.	Presiunea gazului la ieşire	mmCa	32,5	19,6
9.	Temperatura apei din taler	°C	20,0	21,0
10.	Presiunea atmosferică	mm col. Hg	762	772
11.	Umiditatea relativă a aerului	%	96	61
	Deservirea gazogenului			
12.	Cantitatea de cocs umed (brut)	kg	39 600	10 900
13.	Cenuşă evacuată prin zgură [(12)—(37)×1,1]×(16)×100 (se admite un grad de desprăfuire de 90%)	kg	5 242	1 453
14.	Zgură uscată evacuată (13)+(13)×(47) :[100—(47)]		5 595	1 587
	Analiza combustibilului de lucru			
15.	Umiditatea cocsului	%	11,50	10,80
16.	Conţinutul de cenuşă	„	13,31	13,48
17.	Carbon	„	69,95	70,61
18.	Hidrogen	„	0,65	0,49
19.	Sulf combustibil	„	1,92	1,99
20.	Azot	„	0,73	0,82
21.	Oxigen	„	1,94	1,81
22.	Putere calorifică sup.	kcal/kg	5 860	5 860
23.	Putere calorifică inf.	„	5 756	5 773
24.	Balast (umiditate + cenuşă)	%	24,81	24,28
25.	Masa combustibilă	„	75,19	75,72

Analiza gazului

26.	Umiditatea gazului	g/Nm³	49,1	48,60
27.	CO_2 în gazul uscat	%	3,9	3,70
28.	O_2 „ „	„	0,5	0,60
29.	CO „ „	„	28,5	28,50
30.	H_2 „ „	„	10,5	11,90
31.	CH_4 „ „	„	0,4	0,60
32.	SO_2 „ „	„	0,09	0,09
33.	H_2S „ „	„	0,43	0,38
34.	N_2 „ „	„	55,68	54,23
35.	Putere calorifică sup.	kcal/Nm³	1 220	1 280
36.	Putere calorifică inf.	kcal/Nm³	1 160	1 220

Analiza prafului

37.	Cantitatea de praf uscat rezultată	kg	190	111
38.	Conținutul de cenușă din praf uscat	%	17,08	16,05
39.	Conținutul de materii volatile	„	1,65	1,90
40.	Carbon	„	77,19	78,12
41.	Hidrogen	„	0,55	0,61
42.	Sulf combustibil	„	2,30	2,58
43.	Azot	„	0,83	0,85
44.	Oxigen	„	2,05	1,79
45.	Putere calorifică sup.	kcal/kg	6 400	6 500

Analiza zgurii

46.	Apa conținută în zgură	%	16,99	12,40
47.	Cărbune nears în zgură uscată	„	6,32	8,48

Bilanțul carbonului

48.	Carbon în gaze (CO_2+CO+CH_4)	m³/m³	0,328	0,328
49.	Idem (48)×0,012 : 0,0224	kg/Nm³	0,175	0,175
50.	Carbon în zgură (47) × (14) :100	kg	353	134
51.	Carbon în zgură pe kg cocs (50) : (12)	kg/kg	0,0089	0,0123
52.	Carbon în praful antrenat (considerînd eficacitatea sistemului de desprăfuire ca fiind de 90%) [(37) + 0,1 (37)] × (40) : 100	kg	161	95
53.	Carbon în praf pe kg. cocs (52) :(12)	kg/kg	0,0041	0,0087
54.	Randamentul în gaz {(17) : 100 — [(51)+(53)]} : (49)	Nm³/kg comb.	3,92	3,91
55.	Randamentul în gaz la masa combustibilă (54) × 100 : B	Nm³/kg m. c.	5,21	5,16

Bilanțul azotului

56.	Azot rezultat din gazeificarea unui kg cocs (34)×(54) :100	Nm³/kg	2,182	2,120

57. Azot rezultat dintr-un kg cocs (20)×22,4 :28 × 100	Nm^3/kg	0,006	0,007
58. Azot provenit din aerul de gazeificare (56)—(57)	„	2,176	2,113
59. Consum specific de aer (58) : 0,79	„	2,755	2,674
60. „ „ „ raportat la masa combustibilă (59) × 100 : B	„	3,664	3,531

Bilanţul zgurii

61. Zgură uscată şi fără carbon (14)—(12)	kg	5 242	1 453
62. Zgură evacuată teoretic (14) × (16) : 100	„	5 270	1 462
63. Diferenţă (particule antrenate şi erori) (62)—(61)	„	28	9

Bilanţul de apă şi hidrogen

64. Umiditatea relativă atmosferică	%	96	61
65. Presiunea atmosferică	mm col.Hg	762	772
66. Cantitatea de abur pe 1 m^3 aer insuflat după efectuarea amestecului abur + aer [2]	kg/Nm^3	0,1670	0,2011
67. Consumul de abur pe 1 kg cocs (66)×(59)	kg/kg	0,4601	0,5377
68. Consumul de abur pe 1 kg masă comb. (66) × (60)	„	0,6119	0,7101
69. Apă introdusă cu cocsul (15) : 100	„	0,1150	0,1080
70. Apă rezultată din hidrogenul din cocs (18) × 9 : 100	„	0,058	0,044
71. Hidrogen rezultat la 1 kg cocs (30)×(54) : 100	Nm^3/kg	0,412	0,465
72. Cantitatea de apă corespunzătoare hidrogenului din gaz pe 1 kg cocs (71)×18 : 22,4	kg/kg	0,331	0,373
73. Metan rezultat din 1 kg cocs (31)×(54) : 100	Nm^3/kg	0,016	0,023
74. Cantitatea de apă corespunzătoare metanului din gaz pe 1 kg cocs (73) × 36 : 22,4	kg/kg	0,026	0,037
75. Umiditatea gazului (26)×(54)/1000	„	0,192	0,190
76. Apă intrată în gazogen (67)+(69)+(70)	„	0,6331	0,6897
77. Apă ieşi ă din gazogen (72)+(74)+(75)	„	0,549	0,600
78. Pierderi (erori, apă în urmele de gudroane etc.) (76) — (77)	„	0,0841	0,0897

79. Gradul de descompunere al apei $100 - \frac{(67) - (72)}{(67)} \times 100$		%	71,92	69,37
Productivitatea gazogenului				
80. Cantitatea de cocs consumată pe m^2 generator și oră (12) × 4 : $(2)^2 \times \pi(1)$		kg/m^2h	120	147
81. Producția orară de gaz (12) × (54) : (1)		Nm^3/h	2 508	3 044
82. Producția orară de gaz pe m^2 4 (81) : $(2)^2 \times \pi$		Nm^3/m^2h	472	573
Bilanțul termic				
83. Conținutul caloric al agentului de insuflare [2]		kcal/kg	289,40	342,90
84. Conținutul caloric al cocsului		„	3,27	3,21
85. Conținutul caloric al gazului uscat (3) × (54) × 0,33[3]		„	517,14	587,07
86. Conținutul caloric potențial al gazului (35) × (54)		„	4 782,40	5 004,80
87. Conținutul caloric al apei din gaz (75) × (3) × 0,492 + (75) × 595 ; (75) × (3) × 0,498 + (75) × 595[3]		„	152,01	156,10
88. Conținutul caloric al zgurei (9) × 0,3(14) : (12)		„	0,84	0,91
89. Conținutul caloric potențial al combustibilului neras din zgură (51) × 8 100		„	72,09	99,63
90. Conținutul caloric potențial al prafului (37) × (45) : (12)		„	30,70	66,10
Bilanțul termic				
Intrare	%	kcal/kg	%	kcal/kg
91. Puterea calorifică superioară a combustibilului(22)	95,24	5 860,00	94,43	5 860,00
92. Conținutul caloric al combustibilului (88)	0,05	3,27	0,05	3,21
93. Conținutul caloric al agentului de insuflare (83)	4,71	289,40	5,52	342,90
Total	100,000	6 152,67	100,00	6 206,11
Ieșire				
94. Conținutul caloric potențial al gazului (86)	77,71	4 782,40	80,65	5 004,80
95. Conținutul caloric al gazului (85)	8,46	517,44	9,47	587,07

96. Conţinutul caloric al apei din gaz (87)	2,47	152,01	2,50	156,10
97. Conţinutul caloric al zgurei (88)	0,02	0,84	0,02	0,87
98. Conţinutul caloric potenţial al carbonului din zgură (89)	1,14	72,09	1,64	99,6
99. Conţinutul caloric potenţial al prafului (90)	0,50	30,70	1,01	66,1
100. Pierderi prin radiaţie, convecţie, conţinut caloric praf, urme gudron, erori etc.	9,70	597,19	4,71	4291,5
Total	100,00	6152,67	100,006	206,11
101. Coeficientul economic al gazeificării (94)×100 : (91)		%	81,6	85,3

★

Se menţionează că mărimea ce reprezintă consumul specific de abur, în bilanţul prezentat (pct. 68), s-a determinat indirect, prin calcul, pe baza următoarelor date experimentale :

— temperatura aerului de insuflare,
— umiditatea relativă a aerului,
— temperatura amestecului aer + abur saturaţi,
— presiunea atmosferică,
— presiunea agentului de insuflare.

Dat fiind că prin amestecarea aerului rece cu abur saturat se produce şi condensarea unei cantităţi de vapori de apă, conţinutul în apă al amestecului este întotdeauna mai mare decît cel corespunzător stării de saturaţie la temperatura amestecului. Excesul de apă se găseşte sub formă de picături fine. Din analiza bilanţului de apă şi hidrogen prezentată, se poate trage concluzia că aceste picături sînt antrenate, în cea mai mare parte, de către agentul de insuflare, pînă în zonele calde ale gazogenului, participînd şi ele la procesul de gazeificare. Acest lucru poate fi probat prin cifrele care indică gradul de descompunere al vaporilor de apă în zonele de gazeificare (pct. 79), adică 71,92%, respectiv 69,37%; aceste cifre concordă cu indicaţiile din literatură [4] şi prin faptul că, dacă se consideră că agentul de insuflare este format din aer cu vapori saturaţi — fără picăturile de apă rezultate prin condensare — aşa cum greşit se consideră de către unii autori, bilanţul de apă pe întregul gazogen ar fi deficitar iar gradul de descompunere al vaporilor de apă în zonele de gazeificare ar fi mult prea ridicat (de ordinul 85%).

Tot în legătură cu consumul specific de abur, se poate constata importanţa pe care o are, în conducerea procesului de gazeificare, temperatura amestecului de insuflare. Cele două determinări făcîndu-se la diferite temperaturi medii ale insuflării (53,5 şi 57,3°C), corespunzătoare la un consum specific de abur de 0,4 601 kg/kg, respectiv 0,5 377 kg/kg, s-au obţinut randamente de gazeificare de 81,6%, respectiv 85,3%. Îmbunătăţirea randamentului depinde atît de majorarea cantităţii de vapori de apă introdusă la insuflare cît şi de variaţia granulaţiei mărunţilor de cocs

(eliminarea prafului), dar după cum se va arăta aceasta din urmă joacă un rol minor.

Se ştie că [4], [5], o dată cu creşterea consumului specific de abur creşte, în valoare absolută, şi cantitatea de abur descompus în zona de gazeificare, dar în valoare relativă scade. Mărirea excesivă a consumului de abur duce la scăderea temperaturii în zona de gazeificare, ceea ce creează condiţii mai anevoioase de formare a oxidului de carbon şi deci duce la scăderea conţinutului acestuia în gaz. Prin mărirea consumului specific de abur, se măreşte conţinutul de hidrogen în gaz, însă descompunerea aburului are loc numai pînă la anumite limite după care conţinutul de hidrogen în gaz începe să scadă cu toate că această creştere duce la mărirea importanţei reacţiei secundare de combinare a oxidului de carbon cu apă prin eliberarea de hidrogen, la o creştere excesivă a consumului specific de abur începe să scadă şi conţinutul de hidrogen în gaz). Însumînd toate efectele, se constată că, o dată cu mărirea consumului specific de abur peste o limită anumită, specifică fiecărui combustibil, viteza creşterii conţinutului de hidrogen în gaz rămîne în urma vitezei de scădere a conţinutului de oxid de carbon. În încercările efectuate, nu a fost depăşită limita de consum specific de abur peste care începe să apară o reducere a puterii calorifice a gazului. În datele expuse se observă, în paralel cu creşterea consumului specific de abur de la 0,4 601 la 0,5 377 kg apă/kg combustibil (pct. 68), o creştere a conţinutului de hidrogen în gaz de 1,4% şi menţinerea constantă a oxidului de carbon cu toate că, de la o determinare la alta, a fost mărită şi solicitarea gazogenului, respectiv s-a realizat un grad de descompunere al aburului mai mic.

Determinările efectuate confirmă datele cunoscute [4], [5] în legătură cu micşorarea gradului de descompunere al aburului insuflat o dată cu mărirea consumului specific de abur şi a debitului de insuflare, aşa cum se vede la pct. 79.

Din cele arătate rezultă importanţa deosebită pe care o are, în procesul de gazeificare, temperatura amestecului de insuflare. Micşorarea sau mărirea productivităţii gazogenului, fără o reglare corespunzătoare a adaosului de abur, duce la micşorarea puterii calorifice a gazului, în primul caz prin scăderea temperaturii în zona de gazeificare iar în al doilea caz prin reducerea conţinutului de hidrogen, ca urmare a neechilibrării termodinamice a reacţiei de formare a oxidului de carbon din carbon şi oxigenul din aer. Pentru cazul din urmă pot apărea în plus şi dificultăţi de exploatare datorite zgurificărilor ce survin. Mărirea excesivă a consumului specific de abur nu poate fi justificată decît în cazul unui combustibil cu o cenuşe uşor fuzibilă, dar şi atunci, numai pînă la o anumită limită.

Din cele două bilanţuri expuse rezultă importanţa secundară pe care o are praful în procesul de gazeificare, în limitele în care s-au făcut încercările, confirmîndu-se şi de această dată observaţia în general cunoscută că un conţinut în granule <10 mm, în proporţie de aproximativ 12%, nu împiedică procesul de gazeificare. Într-adevăr, în nici una dintre determinări, pierderile de căldură prin praf nu depăşesc 1% din cantitatea totală de căldură, cu toate că s-a lucrat cu mărunţi conţinînd praf în proporţii diferite (pct. 99). Analizîndu-se praful captat, din punctul de ve-

dere al granulaţiei, s-a constatat o repartizare neuniformă dar o variaţie regulată a conţinutului de cenuşe în funcţie de mărimea granulelor (vezi tabela).

Analiza granulometrică a prafului captat în desprăfuitoare

Sortul granulometric	%	Cenuşe 105°C	%	Cenuşe 105°C
> 0,5 mm	3,07	37,27	2,94	48,93
0,40 —0,50 „	1,38	16,56	1,10	18,63
0,30 —0,40 „	7,45	16,21	7,50	14,98
0,25 —0,30 „	6,29	15,02	6,60	14,48
0,20 —0,25 „	10,50	14,42	9,70	14,00
0,15 —0,20 „	23,50	14,10	21,30	13,49
0,10 —0,15 „	23,40	13,96	19,80	14,14
0,09 —0,10 „	4,10	14,39	5,68	14,80
0,075—0,09 „	3,85	14,70	4,38	15,83
0,06 —0,075 „	8,75	16,65	10,80	18,30
< 0,06 „	7,71	24,79	10,20	30,08
	100,00		100,00	

Pe măsura creşterii granulaţiei se constată scăderea şi apoi creşterea conţinutului de cenuşe. Maximele de cenuşe se datoresc, în cazul granulaţiei mari, antrenărilor din zona de zgură iar în cazul mărunţilor, gazeificării parţiale a acestora (mai rapide decît a particulelor mai mari) înainte de antrenare sau în timpul antrenării, ca urmare a suprafeţei totale mult mai mari pe care o oferă agentului gazos.

★

Din analiza datelor prezentate se poate trage concluzia că gazeificarea mărunţilor de cocs indigeni în instalaţiile producătoare de gaz mixt are loc în condiţii bune, cu randamente ridicate şi o exploatare uşoară, obţinîndu-se un gaz combustibil cu largi posibilităţi de utilizare în diverse ramuri industriale.

ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЕ ПОКАЗАТЕЛИ ПРОЦЕССА ПРОИЗВОДСТВА СМЕШАННОГО ГАЗА НА ОДНОМ ИЗ ПРОМЫШЛЕННЫХ ПРЕДПРИЯТИЙ РУМЫНСКОЙ НАРОДНОЙ РЕСПУБЛИКИ

КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ

В настоящей работе на основании результатов экспериментальных определений, проведенных на промышленной установке смешанного газа приводятся характеристики и показатели газификации коксовой мелочи; также даются и некоторые оценки по определению состава газификационной среды.

INDICES TECHNOLOGIQUES DU PROCESSUS DE FABRICATION DANS UN ÉTABLISSEMENT INDUSTRIEL DE LA RÉPUBLIQUE POPULAIRE ROUMAINE

RÉSUMÉ

Le travail présente les caractéristiques et les indices de gazéification du menu coke, obtenus par des déterminations expérimentales effectuées dans une installation industrielle produisant du gaz mixte. Les auteurs font, en outre, certaines appréciations en ce qui concerne la détermination de la composition de l'agent de gazéification.

BIBLIOGRAFIE

1. * * * *Anuarul statistic al R.P.R.* Direcția centrală de statistică, București, 96—97 (1958).
2. * * * *Hütte.* Ed. tehnică, București, 570—573 (1950).
3. * * * Manualul inginerului chimist, Ed. tehnică, București, 1472 (1952).
4. OTOKAR VOGEL, *Controlul exploatării gazogenelor.* Sklarske Rozhledy, *5*, 74 (1951).
5. ALFONZ NAHOCZKY, *A generatorgázgyártás üzemviszongainak újabb. megrilágitása.* Magyar Energiagazdasag, *7—8*, 9 (1949).

CRITERII SUFICIENTE DE STABILITATE ASIMPTOTICĂ ÎN MARE PENTRU SISTEMELE AUTOMATE NELINIARE CU MAI MULTE ORGANE DE EXECUŢIE *)

DE

V. M. POPOV

INTRODUCERE

Se consideră sistemele automate neliniare care pot fi reprezentate sub forma schemei bloc din figură. Blocul L reprezintă o parte liniară a sistemului, a cărui funcţionare este descrisă printr-un sistem de ecuaţii diferenţiale liniare, cu coeficienţi constanţi. Blocurile N_1, N_2, . . . , N_m, reprezintă organele de execuţie presupuse neliniare. Ipotezele de mai sus sînt justificate prin faptul că în majoritatea cazurilor, principalele neliniarităţi care intervin în sistemele automate sînt datorite organelor de execuţie. Se presupune că pentru fiecare organ de execuţie, mărimea de ieşire y_i este egală cu integrala, în raport cu timpul, a unei anumite funcţii neliniare $f_i(z_i)$ de mărimea de intrare z_i. Funcţia neliniară respectivă poate fi dată de exemplu, de caracteristica de magnetizare a organului studiat. Organele de execuţie reale pot fi, în general, reprezentate printr-un organ de execuţie idealizat, de tipul menţionat mai sus, conectat în cascadă cu un bloc liniar. Acesta din urmă poate fi înglobat în blocul L.

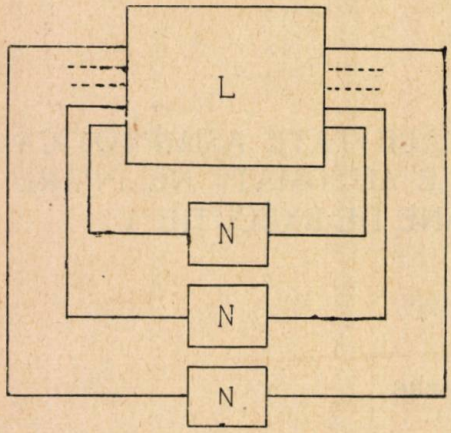
Problema care se studiază în lucrare este următoarea : care sînt cele mai largi condiţii care trebuie să fie îndeplinite de parametrii sistemului pentru ca starea staţionară a sistemului studiat să fie asimptotic stabilă pentru orice perturbaţii iniţiale.

Funcţiile $f_i(z_i)$ fiind neliniare, se poate introduce pentru fiecare valoare $z_i \neq 0$ un factor de amplificare A_i, definit ca fiind egal cu raportul $\frac{f_i(z_i)}{z_i}$. Condiţiile stabilite în lucrare sînt valabile pentru orice funcţii $f_i(z_i)$, caracterizate prin proprietatea că factorul de amplificare A_i are întotdeauna acelaşi semn şi nu poate creşte peste un anumit număr. Această

*) Lucrare prezentată Institutului de energetică la data de 17 iulie 1959.

proprietate are întotdeauna loc în sistemele automate reale, pe de o parte datorită puterii limitate a elementelor, pe de alta pentru că mărirea amplificării peste o anumită limită este inevitabil însoțită — cu excepția sistemelor automate extrem de simple — de faptul că sistemul devine instabil.

Pentru sistemele automate *liniare* din clasa descrisă mai sus, s-au obținut în literatură [1] criterii de stabilitate — în ipoteza așa-numitelor condiții de neinteracție — în care intervin anumite funcții de transfer, convenabil definite. Se menționează faptul că dacă funcțiile $f_i(z_i)$ sînt neliniare, condițiile de neinteracție, în sensul din lucrarea [1], nu pot fi îndeplinite.



Schema bloc a sistemelor automate studiate: *L*, bloc liniar; *N*, organe de execuție integratoare, neliniare.

Un studiu al stabilității sistemelor neliniare de tipul menționat, în cazul a două organe de execuție, a fost efectuat pentru prima dată de A. M. Letov [2], [3], urmat de alți autori [4], [5], [6] prin extinderea metodei stabilite anterior de A. I. Lurie, în cazul unui singur organ de execuție [7]. O îmbunătățire a acestor rezultate a fost obținută de T. Morozan [8] prin generalizarea procedeului din lucrarea [9]. Toate aceste studii se bazează pe construirea unor funcții Liapunov [10] de o anumită formă. Criteriile analitice obținute sînt legate de aducerea prealabilă a sistemului de ecuații studiat la o formă canonică. Se impune de asemenea condiția ca sistemul studiat să fie stabil pentru factori de amplificare A_i oricît de mari, ceea ce reprezintă o restricție. Volumul mare de calcule necesare și faptul că domeniul de stabilitate obținut poate fi, în general, lărgit printr-o altă alegere a funcției Liapunov, restrîng de asemenea posibilitățile de aplicare a metodelor.

Prezenta lucrare face parte dintr-un ciclu de lucrări ale autorului avînd drept obiectiv înlăturarea restricțiilor menționate mai sus.

1. Formularea matematică a problemelor studiate în lucrare

Se consideră sistemele automate neliniare cu mai multe organe de execuție, descrise prin sisteme de ecuații diferențiale de forma

$$\frac{dx}{dt} = Ax + By, \tag{1.1}$$

$$\frac{dy}{dt} = f(z), \tag{1.2}$$

$$z = C_1 x + D_1 y, \tag{1.3}$$

în care x este un vector cu n componente, y, un vector cu m componente, z, un vector cu m componente, A, o matrice pătrată nesingulară cu n linii și n coloane, B_1, o matrice cu n linii și m coloane, C_1, o matrice cu m linii și n coloane iar D_1, o matrice cu m linii și m coloane. Toate elementele vectorilor și matricelor de mai sus sînt reale. Funcția vector $f(z)$ are m componente $f_i(z_i)$. Componenta de ordinul i a funcției $f(z)$ depinde, prin definiție, numai de componenta corespunzătoare z_i a vectorului z.

Sistemul (1.1)—(1.3) conține drept caz particular sistemul studiat de A. M. L e t o v [3] și de alți autori.

Efectuînd schimbarea de variabilă nesingulară

$$x' = Ax + By, \quad y' = y, \quad z' = z \tag{1.4}$$

și ștergînd apoi indicii se obține sistemul

$$\frac{dx}{dt} = Ax + Bf(z), \tag{1.5}$$

$$\frac{dy}{dt} = f(z), \tag{1.6}$$

$$z = Cx + Dy, \tag{1.7}$$

unde

$$C = C_1 A^{-1}, \tag{1.8}$$

$$D = -C_1 A^{-1} B + D_1 \tag{1.9}$$

Se presupune că :

1.1°. Toate valorile caracteristice ale matricei A au părțile reale negative.

1.2°. Matricea D este nesingulară.

Sistemul (1.5) — (1.7) admite soluția banală $x = y = z = 0$. În prezenta lucrare se studiază condițiile în care are loc următoarea proprietate de stabilitate :

Proprietatea 1.1. Soluția banală a sistemului (1.5) — (1.7) este asimptotic stabilă în mare pentru orice funcție $f(z)$ ale cărei componente $f_i(z_i)$ sînt funcții continue și univoce satisfăcînd condițiile

$$\left.\begin{aligned} \delta_i z_i^2 \leqslant f_i(z_i) z_i \leqslant (h_i - \delta_i') z_i^2, \\ f_i(0) = 0, \end{aligned}\right| \tag{1.10}$$

în care δ_i și δ_i' sînt numere pozitive care pot fi oricît de mici iar h_i sînt numere pozitive date.

Se examinează de asemenea următoarea proprietate :

Proprietatea 1.2. Există o funcție Liapunov negativ definită, de forma

$$V = \frac{1}{2}(N_{11}x, x) + (N_{12}x, y) + \frac{1}{2}(N_{22}y, y) - \sum_{i=1}^{m} q_i \int_0^{z_i} f_i(z_i)\, dz_i, \tag{1.11}$$

a cărei derivată în virtutea sistemului (1.5) — (1.7) este pozitiv definită pentru orice funcție $f(z)$ ale cărei componente $f_i(z_i)$ satisfac condițiile

$$0 < f_i(z_i)\, z_i \leqslant h_i z_i^2 \text{ pentru } z_i \neq 0, \qquad (1.12)$$
$$f_i(0) = 0,$$

h_i fiind aceleași numere ca în (1.10).

În expresia (1.11) N_{11} este o matrice simetrică cu n linii și n coloane, N_{22}, o matrice simetrică cu m linii și m coloane, N_{12}, o matrice cu m linii și n coloane iar q_i sînt m numere oarecare. Atît numerele q_i cît și elementele matricelor N_{11}, N_{22} și N_{12} se presupun reale.

Parantezele de forma (a, b) reprezintă produsul scalar al vectorilor a și b de componente a_i și b_i, definit prin relația

$$(a, b) = \sum_{i=1}^{n} a_i b_i .$$

Evident, dacă proprietatea 1.2 are loc, atunci are loc și proprietatea 1.1*).

Întrucît funcțiile Liapunov de forma (1.11) au constituit pînă în momentul de față principalul — dacă nu singurul — mijloc de investigație a proprietăților de stabilitate în mare pentru sistemele studiate, prezintă interes stabilirea celor mai largi condiții în care proprietatea (1.2) poate avea loc.

În prezenta lucrare, problema de mai sus este rezolvată în modul următor : se stabilesc în prealabil unele condiții necesare pentru ca să aibă loc proprietatea 1.2. Se demonstrează apoi că aceste condiții sînt suficiente pentru ca să aibă loc proprietatea 1.1.

Pentru demonstrarea ultimului fapt nu se construiește efectiv o funcție Liapunov de forma (1.11), ci se utilizează o metodă care a fost stabilită într-o lucrare anterioară a autorului [11]. Totodată, dat fiind faptul că între timp autorul a simplificat și generalizat această metodă, prezenta lucrare s-a scris astfel încît să nu fie necesară referirea la lucrarea menționată.

Observații

1°. În literatură sînt utilizate și funcții Liapunov de forma (1.11), a căror derivată în virtutea sistemului studiat este pozitiv semidefinită. În acest caz, pentru a obține concluzii privitoare la stabilitatea asimptotică este necesar fie să se completeze funcția V cu anumiți termeni mici a căror contribuție face ca derivata să fie pozitiv definită, fie să se recurgă la anumite informații suplimentare obținute din examinarea directă a sistemului studiat.

Determinarea celor mai largi condiții în care proprietatea 1.1 poate fi stabilită cu ajutorul unei funcții V cu derivata pozitiv semidefinită necesită un studiu special, care nu se efectuează în prezenta lucrare. Acest

*) Pentru funcții $f(z)$ satisfăcînd condițiile (1.10), funcția V (1.11) în condițiile din proprietatea 1.2, este întotdeauna infinit mare.

studiu ar permite cel mult să se tragă concluzii asupra frontierei domeniului de stabilitate care poate fi obținut cu funcții V satisfăcînd proprietatea 1.2 și merită a fi efectuat numai în legătură cu problema stabilirii condițiilor necesare și suficiente pentru proprietatea 1.1.

2° Condițiile (1.10) sînt ceva mai restrictive decît condițiile (1.12), deși pentru aplicații cele două condiții sînt practic echivalente.

Rezultatele din prezenta lucrare pot fi extinse și la cazul în care inegalitățile (1.10) se înlocuiesc cu inegalitățile (1.12), complicînd însă expunerea și introducînd condiții suplimentare.

3° Dacă în condițiile (1.10) se consideră $h_i \to \infty$, $\delta_i \to 0$, proprietatea 1.1 devine proprietatea de stabilitate absolută, studiată aproape exclusiv în literatură.

Introducerea numerelor finite h_i în inegalitățile (1.10) corespunde mai bine condițiilor fizice reale care sînt impuse la punerea problemei.

4° Cu singurele restricții menționate în observațiile 1° și 2°, condițiile obținute în prezenta lucrare epuizează posibilitățile oferite de utilizarea funcțiilor Liapunov de forma (1.11) la studiul proprietății 1.1 în condițiile 1.1°—1.2°.

2. Condiții necesare pentru ca să aibă loc proprietatea 1.2

2.1. Se va arăta în prealabil că este necesar ca în expresia (1.12) să aibă loc egalitatea

$$N_{12} = 0. \tag{2.1}$$

Pentru aceasta, se va considera cazul în care funcțiile $f_i(z_i)$ au expresia

$$f_i(z_i) = \varepsilon_i z_i, \tag{2.2}$$

în care ε_i sînt numere pozitive mici.

Derivata funcției (1.11), în virtutea sistemului (1.5)—(1.7), are în acest caz, expresia

$$\frac{dV}{dt} = (N_{11}x, Ax + BF_\varepsilon z) + (N_{12}(Ax + BF_\varepsilon z), y) + \\ + (N_{12}x + N_{22}y, F_\varepsilon z) - (QF_\varepsilon z, C(Ax + BF_\varepsilon z) + DF_\varepsilon z). \tag{2.3}$$

În expresia (2.3) s-a introdus matricea diagonală F_ε avînd elementele diagonale $f_{ii,\varepsilon}$ egale respectiv cu numerele ε_i care intervin în (2.2). Utilizînd matricea F_ε, relația (2.2) se scrie $f(z) = F_\varepsilon z$. S-a introdus, de asemenea, matricea diagonală Q, avînd elementele diagonale q_{ii} egale respectiv cu numerele q_i care intervin în (1.11). Înainte de derivare, termenii din (1.11) care conțin integrale s-au scris sub forma mai compactă $-\int_0^z (Qf(z), dz) = -\int_0^z (QF_\varepsilon, dz)$. Dacă se înlocuiește în (2.3) vectorul y cu relația

$$y = D^{-1}(z - Cx), \tag{2.4}$$

dedusă din (1.7), se obține o formă pătratică de variabilele x și z avînd expresia

$$\frac{dV}{dt} = (N_{11}x, Ax + BF_\varepsilon z) + (N_{12}(Ax + BF_\varepsilon z),\ D^{-1}(z - Cx)) + \tag{2.5}$$
$$+ (N_{22}D^{-1}(z - Cx), F_\varepsilon z) + (N_{12}x, F_\varepsilon z) - (QF_\varepsilon z, C(Ax + BF_\varepsilon z) + DF_\varepsilon z).$$

În virtutea proprietății 1.2, această formă pătratică trebuie să fie pozitiv definită oricît de mici ar fi numerele ε_i.

Expresia (2.5) se poate scrie și sub forma

$$\frac{dV}{dt} = (M(\varepsilon)w, w), \tag{2.6}$$

în care $M(\varepsilon)$ este o matrice simetrică cu $n + m$ linii și coloane iar w este un vector ale cărui componente w_i sînt definite în modul următor :

$$w_i = x_i\text{, pentru} \qquad i = 1, 2, \ldots, n, \tag{2.7}$$

$$w_{j+n} = z_j\text{, pentru} \qquad j = 1, 2, \ldots, m, \tag{2.8}$$

x_i și z_j fiind componentele vectorilor x și z care intervin în (2.5).

Întrucît expresia (2.6) trebuie să fie pozitiv definită, este necesar să aibă loc inegalitățile

$$m_{ii}(\varepsilon)\, m_{j+n,\,j+n}(\varepsilon) - (m_{i,\,j+n}(\varepsilon))^2 > 0, \quad \begin{matrix} i = 1, 2, \ldots, n, \\ j = 1, 2, \ldots, m, \end{matrix} \tag{2.9}$$

în care s-au notat cu $m_{lk}(\varepsilon)$ elementele matricei $M(\varepsilon)$. Însă $m_{j+n,\,j+n}(\varepsilon)$ este coeficientul termenului în z_j^2 din (2.5) (vezi (2.8)). Examinînd relația (2.5), se vede că $m_{j+n,\,j+n}(\varepsilon)$ tinde către zero cînd toate numerele ε_i tind către zero. Totodată $m_{ii}(\varepsilon)$ este coeficientul termenului în x_i^2 din (2.5). Examinînd (2.5), se vede că $m_{ii}(\varepsilon)$ este un număr — în mod necesar pozitiv — care nu depinde de ε_i. Pentru ca inegalitatea (2.9) să aibă loc pentru orice ε_i, trebuie, prin urmare, ca toate elementele de forma $m_{i,\,j+n}(\varepsilon)$ să fie nule sau să tindă către zero cînd toate numerele ε_i tind către zero. Însă elementele $m_{i,\,j+n}(\varepsilon)$ sînt respectiv egale cu coeficienții termenilor în $x_i z_j$ din (2.5) împărțiți la 2. Considerînd expresia (2.5), se observă că termenii în $x_i z_j$ sînt dați de expresia

$$(N_{12}Ax, D^{-1}z) + (N_{11}x, BF_\varepsilon z) - (N_{22}D^{-1}Cx, F_\varepsilon z) + \tag{2.10}$$
$$+ (N_{12}x, F_\varepsilon z) - (N_{12}BF_\varepsilon z,\ D^{-1}Cx) - (QF_\varepsilon z,\ CAx).$$

În toate produsele scalare, cu excepția primului, intervine matricea F_ε și deci aceste produse tind către zero cînd toți ε_i tind către zero. Este deci necesar ca primul produs scalar din (2.10) să fie identic nul. Cum matricele A și D sînt, prin ipoteză, nesingulare, acest lucru este posibil numai dacă toate elementele matricei N_{12} sînt nule. Prin aceasta, s-a demonstrat necesitatea condiției 2.1.

2.2. În virtutea condiției necesare (2.1), funcția (1.11) ia o formă mai simplă. Condițiile necesare care urmează vor fi stabilite considerînd cazul particular în care funcția $f(z)$ are forma

$$f(z) = Fz, \tag{2.11}$$

în care F este o matrice diagonală ale cărei elemente satisfac inegalitățile

$$0 < f_{ii} \leqslant h_i, \tag{2.12}$$

h_i fiind numerele care intervin în (1.12). Evident, funcția (2.11) satisface inegalitățile (1.12). Derivata funcției V (1.11) în virtutea sistemului (1.5) — (1.7) are, în condițiile (2.1) și (2.11), expresia

$$\begin{aligned}\frac{dV}{dt} = (N_{11}x,\ Ax + BFz) + (N_{22}D^{-1}(z - Cx),\ Fz) - \\ - (QFz,\ CAx + (D + CB)Fz),\end{aligned} \tag{2.13}$$

în care s-a utilizat matricea diagonală Q introdusă mai sus (vezi punctul 2.1) și s-a eliminat variabila y cu ajutorul relației (1.7).

2.3. Se va arăta acum că, pentru ca proprietatea 1.2 să aibă loc, este necesar să fie satisfăcută relația

$$N_{22}D^{-1} = P, \tag{2.14}$$

în care P este o matrice diagonală cu elementele diagonale pozitive sau nule.

În acest scop se va considera expresia (2.13) pentru $x = 0$,

$$\left[\frac{dV}{dt}\right]_{x=0} = (N_{22}D^{-1}z,\ Fz) - (QFz,\ (CB + D)Fz). \tag{2.15}$$

Cînd toate elementele matricei F tind către zero, cel de-al doilea produs scalar din (2.15) devine neglijabil față de primul. În consecință este necesar ca primul produs scalar din (2.15) să fie pozitiv sau nul pentru orice $z \neq 0$ și orice matrice F cu elementele suficient de mici. Întrucît acest produs scalar depinde liniar de F, el trebuie să fie pozitiv sau cel mult nul pentru orice matrice diagonală F cu elementele diagonale pozitive și în rest arbitrare.

Se consideră că au loc egalitățile $z_k = 0$ pentru orice k satisfăcînd simultan inegalitățile $k \neq i$ și $k \neq j$. Primul produs scalar din (2.15) devine în acest caz

$$(a_{ii}z_i + a_{ij}z_j)f_{ii}z_i + (a_{ji}z_i + a_{jj}z_j)f_{jj}z_j, \tag{2.16}$$

în care a_{ii}, a_{ij}, a_{ji} și a_{jj} sînt elementele corespunzătoare ale matricei $N_{22}D^{-1}$. Expresia (2.16) trebuie să fie pozitivă sau egală cu zero pentru orice

numere z_i și z_j diferite de zero. Pentru aceasta este necesar să aibă loc relațiile

$$a_{ii} \geqslant 0, \tag{2.17}$$

$$a_{jj} \geqslant 0, \tag{2.18}$$

$$4\, a_{ii}\, a_{jj} f_{ii} f_{jj} - (a_{ij} f_{ii} + a_{ji} f_{jj})^2 \geqslant 0. \tag{2.19}$$

Inegalitatea (2.19) trebuie să fie îndeplinită pentru orice numere pozitive f_{ii} și f_{jj}. Pentru aceasta este necesar să aibă loc egalitățile

$$a_{ij} = a_{ji} = 0. \tag{2.20}$$

Într-adevăr, dacă a_{ij} este diferit de zero, inegalitatea (2.19) nu mai este satisfăcută pentru f_{jj} suficient de mic. Analog se demonstrează necesitatea egalității $a_{ji} = 0$.

Cu aceasta, s-a demonstrat necesitatea relației (2.14).

2.4. Se vor obține acum noi condiții necesare pentru ca să aibă loc proprietatea 2.1, punînd condiția ca derivata $\frac{dV}{dt}$ să fie pozitivă pentru anumite valori particulare ale variabilelor x, y și z.

Pentru aceasta, se va considera cazul în care funcția $f(z)$ are expresia

$$f(z) = F_h\, z, \tag{2.21}$$

în care elementele matricei diagonale F_h satisfac relațiile

$$f_{ii} = h_i. \tag{2.22}$$

Relația (2.21) este un caz particular al relației (2.12).

Se consideră, alături de funcția (2.13), pentru $F = F_h$, următoarea formă pătratică hermitică de variabilele complexe x și z,

$$\frac{dV}{dt} = \frac{1}{2}(N_{11}x,\ Ax + BF_h z) + \frac{1}{2}(Ax + BF_h z,\ N_{11}x) +$$

$$+ \frac{1}{2}(P(z - Cx), F_h z) + \frac{1}{2}(F_h z,\ P(z - Cx)) - \frac{1}{2}(QF_h z,\ CAx +$$

$$+ (D + CB)F_h z) - \frac{1}{2}(CAx + (D + CB)F_h z,\ QF_h z), \tag{2.23}$$

în care orice paranteză de forma (a, b) reprezintă produsul scalar al vectorilor complecși a și b, definit prin relația

$$(a,\ b) = \sum_{i=1}^{n} a_i\ \bar{b}_i,$$

unde $\bar{b}_i$ reprezintă mărimea complex conjugată cu mărimea b_i.

La scrierea expresiei (2.23) s-a folosit relația (2.14).

Pentru variabilele x și z reale și $F = F_h$, expresia (2.23) este identică cu expresia (2.13). Forma pătratică hermitică (2.23), avînd matricea

reală și trebuind să fie pozitiv definită pentru variabilele x și z reale, va fi în mod necesar pozitiv definită și pentru variabilele x și z complexe.

Se consideră, în particular, valorile x^1, z^1 pentru care este îndeplinită relația

$$Ax^1 + BF_h z^1 = i\omega x^1, \tag{2.24}$$

în care ω este un număr real oarecare. Întrucît matricea A este nesingulară, se obține din (2.24) relația

$$x^1 = (i\omega E_1 - A)^{-1} BF_h z^1, \tag{2.25}$$

unde s-a notat cu E_1 matricea unitate $n \times n$.

Pentru valorile x^1, z^1 care satisfac (2.24), suma primilor doi termeni din (2.23) este nulă. Se obține astfel din (2.23) inegalitatea necesară

$$\frac{1}{2}(P(z^1 - C(i\omega E_1 - A)^{-1} BF_h z^1), F_h z^1) + \frac{1}{2}(F_h z^1, P(z^1 -$$

$$- C(i\omega E_1 - A)^{-1} BF_h z^1)) - \frac{1}{2}(QF_h z^1, (CA(i\omega E_1 - A)^{-1} B + D +$$

$$+ CB) F_h z^1) - \frac{1}{2}((CA(i\omega E_1 - A)^{-1} B + D + CB) F_h z^1, QF_h z^1) > 0 \tag{2.26}$$

pentru orice

$$z^1 \neq 0.$$

Inegalitatea (2.26) se poate scrie sub forma

$$(H(\omega) F_h z^1, F_h z^1) > 0 \text{ pentru orice } z^1 \neq 0, \tag{2.27}$$

în care matricea hermitică $H(\omega)$ are expresia

$$H(\omega) = \frac{1}{2}(G(i\omega) + G^*(i\omega))^*), \tag{2.28}$$

unde

$$G(i\omega) = P(F_h^{-1} - C(i\omega E_1 - A)^{-1} B) - Q(CA(i\omega E_1 - A)^{-1} B + D + CB) \tag{2.29}$$

iar G^* reprezintă matricea adjunctă*) matricei (2.29).

Pentru ca inegalitatea (2.27) să aibă loc este necesar ca matricea hermitică (2.28) să fie pozitiv definită**), cu alte cuvinte, să fie satisfăcute condițiile binecunoscute ale lui Sylvester (toți minorii principali ai matricei $H(\omega)$ să fie pozitivi).

De observat că în (2.28) intervin, în afară de datele problemei, numai matricele diagonale P și Q. Elementele diagonale ale matricei P

*) Elementele g^*_{ik} ale matricei G^* sînt legate de elementele g_{ik} ale matricei G prin relația $g^*_{ik} = \overline{g}_{ik}$.

**) Prin aceasta se înțelege faptul că forma pătratică hermitică $(H(\omega)\, z, z)$ este pozitiv definită.

sînt pozitive sau nule. Totodată, dacă un element diagonal p_{jj} al matricei P este nul, elementul diagonal corespunzător q_{jj} al matricei Q trebuie să fie pozitiv. Într-adevăr, folosind (2.14), se găsește că în cazul contrar, funcția V (1.11) nu ar fi negativă pentru $x = 0$ și vectori z care au numai componenta z_j diferită de zero.

Totodată, din (2.14) rezultă anumite concluzii privitoare la matricele D și P. Înmulțind relația (2.14) la dreapta cu matricea D, se obține relația

$$N_{22} = PD. \tag{2.30}$$

Prin urmare, pentru matricea D trebuie să existe o matrice diagonală P cu elementele diagonale pozitive sau nule, astfel încît produsul PD să fie o matrice simetrică cu valorile caracteristice negative sau nule.

2.5. Introducînd relația (2.14) în (2.15) și considerînd $F = F_h$, se obține egalitatea

$$\frac{dV}{dt} = (Pz, F_h z) - (F_h z, \ Q(CB + D)F_h z). \tag{2.31}$$

Întrucît are loc relația

$$(F_h z, \ Q(CB + D)F_h z) = (F_h z, \ (Q(CB + D))' \ F_h z) \tag{2.32}$$

iar primul produs scalar din (2.31) satisface egalitatea

$$(Pz, F_h z) = (PF_h^{-1} F_h z, F_h z), \tag{2.33}$$

se obține, introducînd (2.32) și (2.33) în (2.31), forma pătratică

$$\frac{dV}{dt} = (SF_h z, \ F_h z), \tag{2.34}$$

în care matricea simetrică S are expresia

$$S = PF_h^{-1} - \frac{1}{2}(Q(CB + D) + (Q(CB + D))') = \lim_{\omega \to \infty} H(\omega). \tag{2.35}$$

Evident, este necesar ca matricea S(2.35) să fie pozitiv definită.

2.6. Rezultatele de mai sus pot fi rezumate sub forma următoarei propoziții :

Propoziția 2.1. Pentru ca proprietatea 1.2 să aibă loc, este necesar ca, alături de matricea diagonală Q, să existe o matrice diagonală P avînd m linii și coloane, cu proprietățile următoare :

1° toate elementele diagonale ale matricei P sînt pozitive sau nule ;

2° dacă un element p_{jj} al matricei P este nul, atunci elementul corespunzător q_{jj} al matricei Q este pozitiv.

3° matricea PD este o matrice simetrică și negativ semidefinită*) ;

4° pentru orice ω real, matricea $H(\omega)$ (2.28) este pozitiv definită. Aceeași proprietate o are matricea S (2.35).

*) Dacă forma pătratică $(N_{22}y, y) = (PDy, y)$ ar putea lua și valori pozitive, atunci funcția V (1.11) nu ar mai fi negativ definită pentru $f(z) \to 0$.

3. Cîteva consecințe ale condițiilor din propoziția 2.1

Se va demonstra acum că dacă sînt îndeplinite condițiile specificate în propoziția (2.1), atunci soluția banală a sistemului (1.5)—(1.7) este asimptotic stabilă pentru orice funcție liniară $f(z) = Fz$ în care F este o matrice diagonală ale cărei elemente satisfac inegalitățile $0 < f_{ii} \leqslant h_i$, h_i fiind numerele care intervin în condițiile (1.12).

3.1. Se va demonstra în prealabil:

Propoziția 3.1. Dacă sînt îndeplinite condițiile din propoziția 2.1, atunci matricea D este hurwitziană.

Demonstrație. În cele ce urmează se vor nota cu $i_1, i_2, \ldots$ și în general cu i indicii pentru care $p_{ii} \neq 0$. Se vor nota, de asemenea, cu $j_1, j_2, \ldots$ și în general cu j, indicii pentru care $p_{jj} = 0$. Fără a restrînge generalitatea, se poate presupune că indicii i sînt numerele $1, 2, \ldots, l$, unde $0 \leqslant l \leqslant m$, iar indicii j, numerele $l+1, l+2, \ldots, m$. Se va nota cu u vectorul cu l dimensiuni ale cărui componente u_i sînt egale cu componentele z_i ale vectorului z și cu v vectorul cu $m - l$ dimensiuni ale cărui componente v_j sînt egale cu z_j. Matricea D se va descompune în patru matrice: D_1, D_2, D_3, D_4, formate respectiv, cu elementele d_{ii}, d_{ij}, d_{ji} și d_{jj} ale matricei D (de exemplu, matricea D_2 este formată din primele l linii și ultimile $m - l$ coloane ale matricei D etc.). Matricea diagonală cu l linii și coloane, ale cărei elemente sînt numerele p_{ii}, se va nota cu P_1. Ea este formată cu primele l linii și coloane ale matricei P din propoziția 2.1. Matricea P_1 este prin urmare nesingulară, avînd toate elementele diagonale pozitive.

Condiția de simetrie a matricei PD din propoziția 2.1 (condiția 3°) implică relațiile

$$p_{ii}\, d_{ij} = d_{ji}\, p_{jj}. \tag{3.1}$$

Întrucît $p_{jj} = 0$ și $p_{ii} \neq 0$, din (3.1) rezultă $d_{ij} = 0$, deci

$$D_2 = 0. \tag{3.2}$$

Deci matricea D se poate scrie sub forma matricei bloc

$$D = \begin{pmatrix} D_1 & 0 \\ D_3 & D_4 \end{pmatrix}. \tag{3.3}$$

De aici rezultă că valorile proprii ale matricei D sînt egale cu ansamblul valorilor proprii ale matricelor D_1 și D_4. Rămîne de arătat că aceste din urmă matrice sînt hurwitziene.

Matricea D_1 este hurwitziană. Într-adevăr, conform condiției 3° din propoziția 2.1, matricea $P_1 D_1$ fiind formată din primele l linii și coloane ale matricei PD, este negativ semidefinită*). Mai mult, această matrice

*) Matricea P se poate scrie sub forma matricei bloc $\begin{pmatrix} P_1 & 0 \\ 0 & 0 \end{pmatrix}$.

este negativ definită. Într-adevăr, dacă matricea ar fi strict semidefinită, ar exista un vector $u_0 \neq 0$ astfel încît să aibă loc relația

$$P_1 D_1 u_0 = 0. \tag{3.4}$$

Cum matricea P_1 este nesingulară, relația (3.4) poate avea loc numai dacă matricea D_1 este singulară. În acest caz, însă (vezi 3.3), matricea D este de asemenea singulară, contrar ipotezei 1.2°.

Se consideră sistemul auxiliar

$$\frac{du}{dt} = D_1 u. \tag{3.5}$$

Conform celor ce preced (observînd și că $P_1 D_1$, prin ipoteză, este o matrice simetrică) se poate afirma că funcția

$$V = \frac{1}{2}(P_1 D_1 (D_1^{-1} u), D_1^{-1} u) \tag{3.6}$$

este negativ definită. Derivata ei, în virtutea sistemului (3.5), este

$$\frac{dV}{dt} = (P_1 u, u) \tag{3.7}$$

și, prin urmare, este pozitiv definită. Cu aceasta, s-a demonstrat că matricea D_1 este hurwitziană.

Rămîne de arătat că și matricea D_4 este hurwitziană. Pentru aceasta se consideră matricea $H(0)$ obținută din (2.28) pentru $\omega = 0$. Elementele h_{jj} ale acestei matrice, situate pe ultimele $m - l$ linii și coloane, formează o matrice H_4 care, conform condiției 4° din propoziția 2.1, trebuie să fie pozitiv definită. Considerînd relația (2.28) și observînd că $p_{jj} = 0$ și $D_2 = 0$ iar matricea Q este diagonală, se obține relația

$$H_4 = -\frac{1}{2}(Q_4 D_4 + D_4' Q_4), \tag{3.8}$$

în care Q_4 este matricea diagonală formată cu ultimele $m - l$ linii și coloane ale matricei Q care intervine în propoziția 2.1. Conform condiției 2° din propoziția 2.1, întrucît $p_{jj} = 0$, rezultă că toate elementele diagonale q_{jj} ale matricei Q_4 sînt pozitive. Funcția

$$V = -\frac{1}{2}(Q_4 v, v) \tag{3.9}$$

este prin urmare negativ definită. Ea este o funcție Liapunov pentru sistemul auxiliar

$$\frac{dv}{dt} = D_4 v. \tag{3.10}$$

Într-adevăr, derivata funcției (3.9) în virtutea sistemului (3.10) are expresia (vezi și (3.8))

$$\frac{dV}{dt} = -(Q_4 v, D_4 v) = -\frac{1}{2}(v, (Q_4 D_4 + D_4' Q_4) v) = \frac{1}{2}(v, H_4 v) \quad (3.11)$$

și, prin urmare, este pozitiv definită. S-a demonstrat astfel că și matricea D_4 este hurwitziană, fapt care termină demonstrația propoziției 3.1.

3.2. Se va demonstra acum

Propoziția 3.2. În condițiile din propoziția 2.1 există un număr pozitiv ε_0 suficient de mic astfel încît soluția banală a sistemului

$$\frac{dx}{dt} = Ax + \varepsilon_0 Bz, \quad (3.12)$$

$$\frac{dy}{dt} = \varepsilon_0 z, \quad (3.13)$$

$$z = Cx + Dy, \quad (3.14)$$

să fie asimptotic stabilă.

Demonstrație. Întrucît matricele A și D sînt hurwitziene (vezi ipoteza 1.1° și propoziția 3.1) în virtutea unei teoreme binecunoscute a lui Liapunov, există două matrice M_1 cu n linii și coloane și M_2, cu m linii și coloane, fiecare fiind simetrică și negativ definită, astfel încît să aibă loc relațiile

$$M_1 A + A' M_1 = E_1, \quad (3.15)$$

$$M_2 D + D' M_2 = E_2, \quad (3.16)$$

în care E_1 este o matrice unitate cu n linii și coloane iar E_2 o matrice unitate cu m linii și coloane.

Funcția

$$V = (M_1 x, x) + (M_2 y, y) \quad (3.17)$$

este deci negativ definită. Derivata ei în virtutea sistemului (3.12) — — (3.14) are expresia (la scrierea căreia s-a folosit și relația (3.14))

$$\frac{dV}{dt} = 2(M_1 x, Ax) + 2\varepsilon_0 T(x,y) + 2\varepsilon_0 (M_2 y, Dy), \quad (3.18)$$

unde

$$T(x,y) = (M_1 x, B(Cx + Dy)) + (M_2 y, Cx). \quad (3.19)$$

Folosind (3.15) și (3.16), relația (3.18) se scrie

$$\frac{dV}{dt} = \|x\|^2 + 2\varepsilon_0 T(x,y) + \varepsilon_0 \|y\|^2. \quad (3.20)$$

Considerînd (3.19), se observă că se pot găsi două numere pozitive a și b astfel încît pentru orice x și y să fie satisfăcută inegalitatea

$$| T(x,y) | \leqslant a \|x\|^2 + b \|x\| . \|y\|. \tag{3.21}$$

Revenind la (3.20), se poate scrie inegalitatea

$$\frac{dV}{dt} \geqslant \|x\|^2 + \varepsilon_0 \|y\|^2 - 2\varepsilon_0 (a \|x\|^2 + b \|x\| \cdot \|y\|). \tag{3.22}$$

Expresia din membrul drept al inegalității (3.22) este o formă pătratică de $\|x\|$ și $\|y\|$ avînd matricea

$$\begin{pmatrix} 1 - 2\varepsilon_0 a & -b\varepsilon_0 \\ -b\varepsilon_0 & \varepsilon_0 \end{pmatrix}. \tag{3.23}$$

Alegînd pe ε_0 pozitiv și suficient de mic, matricea (3.23) rezultă pozitiv definită. Prin urmare, derivata $\frac{dV}{dt}$ este, în acest caz, pozitiv definită. De aici rezultă propoziția 3.2.

3.3. Mai mult, are loc

Propoziția 3.3. În condițiile din propoziția 2.1, soluția banală a sistemului

$$\frac{dx}{dt} = Ax + BFz, \tag{3.24}$$

$$\frac{dy}{dt} = Fz, \tag{3.25}$$

$$z = Cx + Dy \tag{3.26}$$

este asimptotic stabilă pentru orice matrice diagonală ale cărei elemente satisfac inegalitățile

$$0 < f_i \leqslant h_i, \tag{3.27}$$

h_i fiind numerele care intervin în inegalitățile (1.10).

Demonstrație. Derivînd relația (3.26) se obține sistemul echivalent cu (3.24) — (3.26),

$$\frac{dx}{dt} = Ax + BFz, \tag{3.28}$$

$$\frac{dz}{dt} = CAx + (CB + D)Fz. \tag{3.29}$$

Sistemul (3.28) — (3.29) este un sistem liniar cu coeficienți constanți. Ecuația caracteristică a sistemului se obține anulînd determinantul matricei-bloc

$$\begin{pmatrix} A - \lambda E_1 & BF \\ CA & (CB + D)F - \lambda E_2 \end{pmatrix}. \tag{3.30}$$

Se obține un polinom de λ în coeficienții căruia intervin elementele matricei F. Rădăcinile acestui polinom sînt funcții continue de fiecare

element al matricei F. Pentru valoarea particulară $F = \varepsilon_0 E_2$, valoare care satisface inegalităţile (3.27), se obţine sistemul (3.12) — (3.14), pentru care s-a demonstrat propoziţia 3.2. Toate valorile caracteristice ale matricei (3.30) au, prin urmare, părţile reale negative pentru alegerea particulară a lui F menţionată mai sus.

Dacă propoziţia 3.3 nu ar fi adevărată, ar exista pentru anumite matrice F satisfăcînd condiţia (3.27) valori caracteristice cu părţi reale pozitive ale matricei (3.30). În virtutea continuităţii valorilor caracteristice în raport cu F, întrucît domeniul definit de inegalităţile (3.27) este simplu conex, ar exista o matrice F satisfăcînd condiţia (3.27) pentru care matricea (3.30) ar avea cel puţin o valoare caracteristică cu partea reală nulă. În acest caz, determinantul matricei (3.30) se anulează pentru $\lambda = i\omega_0$, unde ω_0 este un anumit număr real, putînd fi şi nul. Matricea $A - i\omega_0 E_1$ este nesingulară (vezi 1.1°). Se înmulţeşte la stînga matricea-bloc (3.30) — — pentru $\lambda = i\omega_0$ — cu matricea-bloc

$$\begin{pmatrix} E_1 & 0 \\ -CA(A - i\omega_0 E_1)^{-1} & E_2 \end{pmatrix}, \tag{3.31}$$

al cărui determinant are, evident, valoarea 1. Ca urmare, determinantul produsului va avea aceeaşi valoare ca şi determinantul matricei (3.30) pentru $\lambda = i\omega_0$. Întrucît $\lambda = i\omega_0$ este, prin ipoteză, valoare proprie a matricei (3.30), determinantul produsului va avea valoarea zero. Se obţine astfel

$$\operatorname{Det}\begin{pmatrix} A - i\omega_0 E_1 & BF \\ 0 & (-CA(A - i\omega_0 E_1)^{-1}B + CB + D)F - i\omega_0 E_2 \end{pmatrix} = 0. \tag{3.32}$$

De aici rezultă că produsul determinanţilor matricelor de pe diagonala principală a matricei-bloc (3.32) trebuie să fie nul. Însă determinantul matricei $A - i\omega_0 E_1$ nu este nul pentru că $i\omega_0$ nu poate fi valoare proprie a matricei A (vezi 1.1°). Prin urmare, determinantul matricei

$$\Delta(i\omega_0) = (-CA(A - i\omega_0 E_1)^{-1} B + CB + D)F - i\omega_0 E_2 \tag{3.33}$$

trebuie să fie nul.

Dacă $\omega_0 = 0$, matricea (3.33) se reduce la matricea

$$\Delta(0) = DF. \tag{3.34}$$

Determinantul acestei matrice nu se poate anula întrucît atît F cît şi D sînt matrice nesingulare prin ipoteză. Rămîne de examinat cazul $\omega_0 \neq 0$.

Din (3.33) se obţine după unele transformări *) matricea

$$-\frac{\Delta(i\omega_0)}{i\omega_0} F^{-1} = -C(i\omega_0 E_1 - A)^{-1} B + F^{-1}, \tag{3.35}$$

al cărui determinant trebuie să fie de asemenea nul.

*) Se foloseşte relaţia $A(A - i\omega_0 E_1)^{-1} B = B + i\omega_0 (A - i\omega_0 E_1)^{-1} B$.

Se consideră matricea

$$M(i\omega_0) = -\frac{1}{i\omega_0} P\Delta(i\omega_0) F^{-1} - Q\Delta(i\omega_0) F^{-1} =$$

$$= P(F^{-1} - C(i\omega_0 E_1 - A)^{-1}B) - Q(CA(i\omega_0 E_1 - A)^{-1}B + \quad (3.36)$$
$$+ CB + D) + i\omega_0 QF^{-1}.$$

Întrucît determinantul matricei $M(i\omega_0)$ este nul, există un vector z_0, diferit de zero, astfel încît să aibă loc relația

$$M(i\omega_0) z_0 = 0. \quad (3.37)$$

Comparînd cu formulele (2.28)—(2.29) se obține relația

$$H(\omega_0) = \frac{1}{2}(M(i\omega_0) + M^*(i\omega_0)) - P(F^{-1} - F_h^{-1}). \quad (3.38)$$

Conform condiției 4° din propoziția 2.1, matricea $H(\omega_0)$ este pozitiv definită, iar conform condiției 1°, matricea $P(F^{-1} - F_h^{-1})$ este pozitiv semidefinită, oricare ar fi matricea diagonală F ale cărei elemente satisfac inegalitățile (3.27). Matricea $H(\omega_0) + P(F^{-1} - F_h^{-1})$ este deci, în condițiile din propoziția 2.1, pozitiv definită. Ca urmare, pentru vectorul z_0, definit mai sus, trebuie să aibă loc inegalitatea

$$\left(\frac{1}{2}(M(i\omega_0) + M^*(i\omega_0))z_0, z_0\right) > 0. \quad (3.39)$$

Scriind membrul stîng al inegalității (3.39) sub forma $\frac{1}{2}(M(i\omega_0) z_0, z_0) + \frac{1}{2}(z_0, M(i\omega_0)z_0)$, se observă imediat că inegalitatea (3.39) contrazice egalitatea (3.37). Contradicția obținută demonstrează propoziția 3.3.

3.4. În demonstrațiile care urmează va interveni sistemul particular

$$\frac{dx}{dt} = Ax + BF_q z,$$

$$\frac{dy}{dt} = F_q z, \quad (3.40)$$

$$z = Cx + Dy,$$

unde elementele matricei F_q sînt definite în modul următor:

$$f_{ii,q} = \frac{1}{2}\delta_i \text{ dacă } q_i > 0, \quad (3.41)$$

$$f_{ii,q} = h_i - \frac{1}{2}\delta_i' \text{ dacă } q_i \leqslant 0; \quad (3.42)$$

numerele δ_i, δ_i' și h_i sînt acelea care intervin în inegalitățile (1.10).

Funcția F_q satisface condițiile din propoziția 3.3 și deci, în condițiile din propoziția 2.1, soluția banală a sistemului (3.40) este asimptotic stabilă.

4. Introducerea unor sisteme auxiliare

Începînd cu punctul de față se trece la demonstrarea suficienței condițiilor din propoziția 2.1 pentru proprietatea (1.2). Se presupune deci că sînt îndeplinite condițiile din propoziția 2.1.

Se presupune existența și unicitatea soluțiilor sistemului (1.5)—(1.7) la condiții inițiale date. Se consideră soluția $\bar{x}(t)$, $\bar{y}(t)$, $\bar{z}(t)$ a sistemului (1.5)—(1.7) corespunzătoare condițiilor inițiale

$$\bar{x}(o) = x_0, \tag{4.1}$$

$$\bar{y}(0) = y_0, \tag{4.2}$$

$$\bar{z}(0) = z_0 = Cx_0 + Dy_0, \tag{4.3}$$

ultima relație decurgînd din (1.7).

Fie T un număr pozitiv arbitrar. Se consideră pentru $t > T$ soluția $\bar{\bar{x}}(t)$, $\bar{\bar{y}}(t)$, $\bar{\bar{z}}(t)$ a sistemului (3.40) corespunzătoare condițiilor inițiale (la $t = T$)

$$\bar{\bar{x}}(T) = \bar{x}(T), \tag{4.4}$$

$$\bar{\bar{y}}(T) = \bar{y}(T), \tag{4.5}$$

$$\bar{\bar{z}}(T) = \bar{z}(T), \tag{4.6}$$

în care $\bar{x}(T)$, $\bar{y}(T)$, $\bar{z}(T)$ sînt valorile luate de soluția $\bar{x}(t)$, $\bar{y}(t)$, $\bar{z}(t)$ considerată anterior, la momentul $t = T$. Se consideră acum funcțiile $\tilde{x}(t)$, $\tilde{y}(t)$, $\tilde{z}(t)$ definite în modul următor :

$$\tilde{x}(t) = \begin{cases} \bar{x}(t) \text{ pentru } 0 \leqslant t \leqslant T, \\ \bar{\bar{x}}(t) \text{ pentru } t > T, \end{cases} \tag{4.7}$$

$$\tilde{y}(t) = \begin{cases} \bar{y}(t) \text{ pentru } 0 \leqslant t \leqslant T, \\ \bar{\bar{y}}(t) \text{ pentru } t > T, \end{cases} \tag{4.8}$$

$$\tilde{z}(t) = \begin{cases} \bar{z}(t) \text{ pentru } 0 \leqslant t \leqslant T, \\ \bar{\bar{z}}(t) \text{ pentru } t > T, \end{cases} \tag{4.9}$$

funcția $\tilde{z}(t)$ rezultînd din relația

$$\tilde{z}(t) = C\tilde{x}(t) + D\tilde{y}(t). \tag{4.10}$$

Evident, funcțiile (4.7)—(4.9) reprezintă soluția unică a sistemului

$$\frac{dx}{dt} = Ax + B f_T(t), \tag{4.11}$$

$$\frac{dy}{dt} = f_T(t), \tag{4.12}$$

pentru condițiile inițiale (vezi (3.1)—(3.3))

$$\tilde{x}(0) = x_0, \tag{4.13}$$

$$\tilde{y}(0) = y_0, \tag{4.14}$$

funcția $f_T(t)$, care intervine în (4.11)—(4.12), fiind definită prin relațiile

$$\left.\begin{aligned} f_T(t) &= f(\bar{z}(t)) \text{ pentru } 0 \leqslant t \leqslant T, \\ f_T(t) &= F_q \bar{z}(t) \text{ pentru } t > T, \end{aligned}\right\} \tag{4.15}$$

unde matricea diagonală F_q este definită prin relațiile (3.41)—(3.42). Se observă că funcțiile $\tilde{x}(t)$, $\tilde{y}(t)$, $\tilde{z}(t)$ definite mai sus sînt continue și au proprietățile

$$\lim_{t\to\infty} \tilde{x}(t) = 0, \tag{4.16}$$

$$\lim_{t\to\infty} \tilde{y}(t) = 0, \tag{4.17}$$

$$\lim_{t\to\infty} \tilde{z}(t) = 0, \tag{4.18}$$

care rezultă din relațiile (4.7)—(4.9) și din faptul că, soluția banală a sistemului (3.40) este asimptotic stabilă.

Mai mult, există un număr pozitiv α și o constantă pozitivă $\beta(T)$ astfel încît să fie satisfăcute inegalitățile

$$\| \bar{\tilde{x}}(t) \| \leqslant \beta(T) e^{-\alpha(t-T)}, \tag{4.19}$$

$$\| \bar{\tilde{y}}(t) \| \leqslant \beta(T) e^{-\alpha(t-T)}, \tag{4.20}$$

$$\| \bar{\tilde{z}}(t) \| \leqslant \beta(T) e^{-\alpha(t-T)}. \tag{4.21}$$

Funcția $f_T(t)$ este continuă și tinde către zero cînd timpul tinde către infinit, admițînd, din cauza condițiilor (1.10), o evaluare exponențială. Ca urmare, integralele

$$\int_0^\infty \| f_T(t) \| dt, \int_0^\infty \| f_T(t) \|^2 dt, \int_0^\infty \| \tilde{x}(t) \| dt, \int_0^\infty \| \tilde{x}(t) \|^2 dt \tag{4.22}$$

converg. Normele vectorilor care intervin în (4.22) sînt definite ca rădăcini pătrate ale sumei pătratelor componentelor. Convergența integralelor (4.22) dă posibilitatea să se aplice teorema lui Parseval generalizată, enunțată în anexa I.

5. Suficiența condițiilor din propoziția 2.1 pentru proprietatea 1.1

5.1. Se va considera expresia

$$\xi = \int_0^\infty (f_T(t),\ PC\tilde{x}(t) - PF_h^{-1} f_T(t))\, dt + \tag{5.1}$$

$$+ \varepsilon_0 \int_0^\infty (f_T(t),\ f_T(t)) dt + \int_0^\infty (f_T(t),\ Q(CA\tilde{x}(t) + (D+CB) f_T(t)) dt,$$

în care $\tilde{x}(t)$ este soluția considerată mai sus a sistemului (4.11), (4.12) iar ε_0 este un număr pozitiv suficient de mic, ordinul lui de mărime rezultînd din considerațiile care urmează.

Restul simbolurilor utilizate în expresia (5.1) au aceleași semnificații ca la punctele precedente.

Se presupune că sînt îndeplinite condițiile specificate în propoziția 2.1.

Se consideră transformata Fourier a funcției $f_T(t)$.

$$F_T(i\omega) = \int_0^\infty e^{-i\omega t} f_T(t)\, dt. \tag{5.2}$$

Existența acestei transformate este asigurată de faptul că integralele (4.22) converg.

Recurgînd la ecuația (4.11), se calculează transformata Fourier $X(i\omega)$ a soluției $\tilde{x}(t)$ definită la punctul 3,

$$i\omega X(i\omega) - x_0 = AX(i\omega) + BF_T(i\omega), \tag{5.3}$$

x_0 reprezentînd condiția inițială (vezi (4.13)). Existența transformatei $X(i\omega)$ este, de asemenea, asigurată de convergența integralelor (4.22).

Din relația (5.3) rezultă relația

$$X(i\omega) = (i\omega E_1 - A)^{-1} x_0 + (i\omega E_1 - A)^{-1} BF_T(i\omega), \tag{5.4}$$

care poate fi scrisă întrucît se presupune îndeplinită condiția 1.1° referitoare la A.

Dat fiind faptul că integralele (4.22) converg, este posibilă aplicarea formulei (1.4) din anexa I. Comutînd factorii tuturor produselor scalare care intervin în expresia (5.1) și aplicînd din nou formula (1.4) se obține, efectuînd semisuma celor două expresii, rezultatul

$$\xi = -\frac{1}{2\pi}\int_{-\infty}^{\infty} (F_T(i\omega), (H(\omega) - \varepsilon_0 E_2) F_T(i\omega))\, d\omega + \tag{5.5}$$

$$+ \frac{1}{2\pi}\int_{-\infty}^{\infty} (F_T(i\omega), J(i\omega) x_0)\, d\omega + \frac{1}{2\pi}\int_{-\infty}^{\infty} (J(i\omega) x_0, F_T(i\omega))\, d\omega,$$

unde $H(\omega)$ are semnificația dată de formulele (2.28) și (2.29) iar $J(i\omega)$ reprezintă matricea

$$J(i\omega) = PC(i\omega E_1 - A)^{-1} + QCA(i\omega E_1 - A)^{-1} \tag{5.6}$$

Prin ipoteză, matricea $H(\omega)$ este pozitiv definită pentru orice ω real iar matricea S (vezi (2.35) și (2.36)) este de asemenea pozitiv definită.

Valorile proprii ale matricei $H(\omega)$ sînt, prin urmare, pozitive și au, pentru $\omega \to \infty$, limite pozitive; deci ele au o margine inferioară pozitivă pe toată axa. Ca urmare, se poate găsi un număr ε_0 suficient de mic, independent de ω, astfel încît și matricea $H(\omega) - 2\varepsilon_0 E_2$ să fie pozitiv definită pentru orice ω real.

Are deci loc inegalitatea $H(\omega) - \varepsilon_0 E_2 > \varepsilon_0 E_2$, în sensul că toate valorile proprii ale matricei $H(\omega) - \varepsilon_0 E_2$ sînt, pentru orice ω, mai mari decît ε_0.

Întrucît matricea $H(\omega) - \varepsilon_0 E_2$ este hermitică și pozitiv definită, se poate găsi o matrice $Y(\omega)$ de asemenea hermitică și pozitiv definită, astfel încît să aibă loc simultan egalitatea și inegalitatea

$$Y^2(\omega) = H(\omega) - \varepsilon_0 E_2 > \varepsilon_0 E_2. \tag{5.7}$$

Utilizînd relația (5.7), expresia (5.5) se mai poate scrie și sub forma

$$\xi = -\xi_1(T) + \xi_2(x_0), \tag{5.8}$$

unde

$$\xi_1(T) = \frac{1}{2\pi}\int_{-\infty}^{\infty} (Y(\omega) F_T(i\omega) - Y^{-1}(\omega) J(\omega) x_0, Y(\omega) F_T(i\omega) - Y^{-1}(\omega) J(\omega) x_0) d\omega, \tag{5.9}$$

$$\xi_2(x_0) = \frac{1}{2\pi}\int_{-\infty}^{\infty} (Y^{-1}(\omega) J(\omega) x_0, Y^{-1}(\omega) J(\omega) x_0)\, d\omega \tag{5.10}$$

Se observă că mărimile de sub semnul integrală în expresiile (5.9) și (5.10) și o dată cu acestea însăși expresiile (5.9) și (5.10) nu pot fi decît pozitive sau nule.

Examinînd expresiile (5.7), (2.28), (2.29) și (5.6), se observă că fiecare termen al produsului scalar care intervine în (5.10) este mărginit pentru orice ω real și tinde către zero ca expresia $\frac{1}{\omega^2}$ cînd ω tinde către $\pm\infty$. În consecință, integrala (5.10) converge. Convergența integralei (5.9) rezultă descompunînd expresia (5.9) în patru termeni. Ultimul termen coincide cu (5.10). Ceilalți sînt convergenți ca o consecință a faptului că integralele (4.22) sînt convergente.

5.2. Se va înlocui în (5.1) funcția $\tilde{x}(t)$ prin expresia

$$\tilde{x}(t) = C^{-1}(\tilde{z} - D\tilde{y}) \tag{5.11}$$

care rezultă din (4.10).

Efectuînd această substituție, se obține

$$\xi = \xi_a - \xi_b + \xi_c + \xi_d, \tag{5.12}$$

unde

$$\xi_a = \int_0^{\infty} (f_T(t), P(\tilde{z} - F_h^{-1} f_T(t)))\, dt, \tag{5.13}$$

$$\xi_b = \int_0^{\infty} (f_T(t), P D\tilde{y})\, dt, \tag{5.14}$$

$$\xi_c = \int_0^{\infty} \left(f_T(t), Q \frac{d\tilde{z}}{dt}\right) dt\ ^*), \tag{5.15}$$

$$\xi_d = \varepsilon_0 \int_0^{\infty} (f_T(t), f_T(t))\, dt. \tag{5.16}$$

*) Vezi (4.10).

Se vor analiza pe rînd termenii care intervin în (5.12).

5.2.1. Utilizînd relațiile (4.15) se poate scrie expresia (5.13) sub forma

$$\xi_a = \xi_{a1}(T) + \xi_{a2}(T), \tag{5.17}$$

în care

$$\xi_{a1}(T) = \int_0^T (f(\bar{z}),\ P(\bar{z} - F_h^{-1} f(\bar{z}))\, dt, \tag{5.18}$$

$$\xi_{a2}(T) = \int_T^\infty (F_q \bar{\bar{z}},\ P(\bar{z} - F_h^{-1} F_q \bar{z}))\, dt. \tag{5.19}$$

Pe baza condiției 1° din propoziția 2.1, a inegalităților (1.10) și a definițiilor matricelor F_h și F_q date la punctele 2.4, respectiv 3.4, se conchide că fiecare dintre expresiile (5.18) și (5.19) este pozitivă sau cel mult nulă.

5.2.2. Utilizînd ecuația (4.12) se observă că are loc relația

$$\frac{d}{dt}(N_{22}\tilde{y}, \tilde{y}) = 2\left(N_{22}\tilde{y}, \frac{d\tilde{y}}{dt}\right) = 2\,(N_{22}\tilde{y},\ f_T(t)), \tag{5.20}$$

N_{22} fiind matricea care intervine în condiția (2.14)

Ca urmare (v. (5.14) și (2.14)), *)

$$\xi_b = \frac{1}{2}(N_{22}\tilde{y}(\infty),\ \tilde{y}(\infty)) - \frac{1}{2}(N_{22}\, y_0,\ y_0), \tag{5.21}$$

în care y_0 este același număr care intervine în condiția inițială (4.14). Ținînd seama de (4.17), se obține din (5.21) relația

$$\xi_b = \xi_b(y_0) = -\frac{1}{2}(PDy_0,\ y_0). \tag{5.22}$$

În virtutea condiției 3° din propoziția 2.1, expresia (5.22) poate fi numai pozitivă sau nulă.

5.2.3. Ținînd seama de (4.15), se poate scrie expresia (5.15) și sub forma

$$\xi_c = \xi_{c1} + \xi_{c2}, \tag{5.23}$$

în care

$$\xi_{c1} = \int_0^T \left(f(\bar{z}),\ Q\frac{d\bar{z}}{dt}\right) dt, \tag{5.24}$$

$$\xi_{c2} = \int_T^\infty \left(F_q \bar{\bar{z}},\ Q\frac{d\bar{\bar{z}}}{dt}\right) dt. \tag{5.25}$$

Integrala (5.25) se poate efectua obținîndu-se

$$\xi_{c2} = \frac{1}{2}(F_q\bar{\bar{z}}(\infty),\ Q\bar{\bar{z}}(\infty)) - \frac{1}{2}(F_q\bar{\bar{z}}(T),\ Q\bar{\bar{z}}(T). \tag{5.26}$$

*) Se notează cu $\tilde{y}(\infty)$ expresia $\lim_{t\to\infty} \tilde{y}(t)$.

Cum pe de altă parte are loc relația (4.18), se poate scrie

$$\xi_{c2} = \frac{1}{2}(F_q\bar{z}(T), Q\bar{z}(T)). \tag{5.27}$$

Analog se stabilește relația

$$\int_0^T \left(F_q\bar{z},\ Q\frac{d\bar{z}}{dt}\right)dt = \frac{1}{2}(F_q\bar{z}(T), Q\bar{z}(T)) - \frac{1}{2}(F_q z_0, Qz_0), \tag{5.28}$$

în care z_0 este dat de (4.3). Ținînd seama de (4.6) se obține din (5.27) și (5.28) relația

$$\xi_{c2} = -\int_0^T \left(F_q\bar{z}(t),\ Q\frac{d\bar{z}(t)}{dt}\right)dt - \frac{1}{2}(F_q z_0, Qz_0). \tag{5.29}$$

Înlocuind în (5.23), se observă că ξ_c poate fi scris sub forma

$$\xi_c = \xi_{c3} - \xi_{c4}, \tag{5.30}$$

în care

$$\xi_{c3} = \int_0^T \left(f(\bar{z}) - F_q\bar{z},\ Q\frac{d\bar{z}}{dt}\right)dt, \tag{5.31}$$

$$\xi_{c1} = \frac{1}{2}(F_q z_0, Qz_0). \tag{5.32}$$

În sfîrșit, expresia (5.31) se poate scrie sub forma *)

$$\xi_{c3} = \int_{z_0}^{\bar{z}(T)} (f(\bar{z}) - F_q\bar{z},\ Qd\bar{z}) \tag{5.33}$$

și deci (5.30) se poate scrie sub forma

$$\xi_c = \xi_{c5}(T) - \xi_{c6}(z_0), \tag{5.34}$$

în care

$$\xi_{c5}(T) = \int_0^{\bar{z}(T)} (f(z) - F_q z, Qdz), \tag{5.35}$$

$$\xi_{c3}(z_0) = \int_0^{z_0} (f(z) - F_q z, Qdz) + \frac{1}{2}(F_q z_0, Qz_0). \tag{5.36}$$

Date fiind condițiile (1.10) și felul în care a fost definită matricea F_q la punctul 3.4, se observă că fiecare termen care intervine în (5.35) este pozitiv sau cel mult nul.

*) Se observă că în integralele folosite intervin numai matrice diagonale. Integralele se descompun în suma a m integrale obișnuite independente între ele, cu care se operează separat. Scrisă dezvoltat, expresia (5.33) are forma

$$\xi_{c3} = \sum_{i=1}^{m} q_i \int_{z_{i0}}^{\tilde{z}_i(T)} (f_i(z_i) - f_{ii,q} z_i)dz_i.$$

Într-adevăr, integrala (5.35) se descompune în suma a m integrale, corespunzătoare elementelor diagonale q_i. Dacă $q_i > 0$, atunci (vezi (3.41)) $f_{ii,q} = \frac{1}{2}\delta_i$ și, în virtutea inegalităților (1.10), funcția $q_i\left(f_i(z_i) - \frac{1}{2}\delta_i z_i\right)$ este de clasă A*). Însă pentru orice funcție $f(\sigma)$ de clasă A, integrala $\int_0^\sigma f(\sigma)\,d\sigma$ este pozitivă sau nulă.

Dacă, pe de altă parte, $q_i < 0$, atunci (vezi (3.42)) $f_{ii,q} = h_i - \frac{1}{2}\delta_i'$ și integrandul corespunzător este $q_i\left(f_i(z_i) - \left(h_i - \frac{1}{2}\delta_i'\right)z_i\right)$, reprezentînd, datorită inegalităților (1.10), de asemenea o funcție de clasă A. Integrala corespunzătoare este deci pozitivă sau nulă. În definitiv, expresia (5.35) poate fi numai pozitivă sau cel mult nulă.

5.2.4. În sfîrșit, expresia (5.16) se poate scrie sub forma

$$\xi_d = \xi_{d1}(T) + \xi_{d2}(T), \tag{5.37}$$

în care

$$\xi_{d1}(T) = \varepsilon_0 \int_0^T (f(\overline{z}),\ f(\overline{z}))\,dt, \tag{5.38}$$

$$\xi_{d2}(T) = \varepsilon_0 \int_T^\infty (F_q\,\overline{\overline{z}}(t),\ \overline{\overline{z}}(t))\,dt. \tag{5.39}$$

Expresiile (5.38) și (5.39) conțin numai termeni pozitivi.

5.3. La punctele 5.1 și 5.2 s-au găsit două expresii diferite (5.8) și (5.12) ale lui ξ. Scriind că aceste două expresii sînt egale, se obține relația

$$-\xi_1(T) + \xi_2(x_0) = \xi_{a1}(T) + \xi_{a2}(T) - \xi_b(y_0) + \xi_{c5}(T) - \xi_{c6}(z_0) + \\ + \xi_{d1}(T) + \xi_{d2}(T), \tag{5.40}$$

la scrierea căreia s-au folosit relațiile (5.17), (5.30) și (5.37). Mărimile care intervin în (5.40) sînt date respectiv de formulele (5.9), (5.10), (5.18), (5.19), (5.22), (5.35), (5.36), (5.38), (5.39).

Grupînd separat termenii care depind de T și termenii care depind de condițiile inițiale, se obține, din (5.40),

$$\xi_{a1}(T) + \xi_{a2}(T) + \xi_{c5}(T) + \xi_{d1}(T) + \xi_{d2}(T) + \xi_1(T) = K, \tag{5.41}$$

în care s-a notat

$$K = \xi_2(x_0) + \xi_b(y_0) + \xi_{c6}(z_0). \tag{5.42}$$

Se observă că toți termenii care intervin în membrul stîng al egalității (5.41) sînt pozitivi sau cel mult nuli. Expresia (5.42) este o funcție

*) Din clasa de funcții A, introdusă de A. M. Letov [3] fac parte funcțiile continue caracterizate prin proprietățile 1° $f(\sigma)\sigma > 0$, pentru orice $\sigma \neq 0$, și 2° $f(0) = 0$.

continuă de x_0, y_0, z_0 care, pe lîngă faptul că nu depinde de T, are proprietatea importantă

$$\lim K = 0 \quad \| x_0 \| \to 0, \quad \| y_0 \| \to 0 \quad \| z_0 \| \to 0 \tag{5.43}$$

Într-adevăr, fiecare termen care intervine în (5.42) tinde către zero cînd condițiile inițiale tind către zero, după cum rezultă din formulele corespunzătoare (5.10), (5.22) și (5.36).

Întrucît toți termenii care intervin în membrul stîng al egalității (5.41) sînt, după cum s-a arătat anterior, pozitivi sau cel mult nuli, fiecare dintre acești termeni trebuie să fie mai mic sau cel mult egal cu K.

Din interpretarea acestor inegalități se obține concluzia căutată în privința stabilității. Dintre inegalitățile care se obțin astfel, se vor folosi numai *)

$$\xi_{d2}(T) \leqslant K, \tag{5.44}$$

$$\xi_{d1}(T) \leqslant K. \tag{5.45}$$

5.4. Se consideră inegalitatea (5.44) și relația (5.39). Ținînd seama de faptul că elementele matricei F_q satisfac relațiile (3.50)—(3.51), se obține din (5.39) inegalitatea

$$\xi_{d2}(T) \geqslant \frac{1}{2} \varepsilon_0 \min(\delta_i) \int_T^\infty (\bar{z}(t), \bar{\bar{z}}(t))\, dt, \tag{5.46}$$

unde $\min(\delta_i)$ simbolizează numărul cel mai mic dintre numerele δ_i.

Inegalitatea (5.46) se obține descompunînd integrala (5.39) în suma a m integrale și ținînd seama de relațiile (3.41) și (3.42) care definesc matricea F_q.

Comparînd (5.46) cu (5.44), se observă că integrala $\int_T^\infty (\bar{z}(t), \bar{\bar{z}}(t))\, dt$ este mărginită de un număr care tinde către zero cînd condițiile inițiale x_0, y_0, z_0 tind către zero.

Prin construcție, funcția $\bar{\bar{z}}(t)$ este soluția sistemului (vezi (3.47)—(3.49))

$$\frac{dx}{dt} = Ax + BF_q z, \tag{5.47}$$

$$\frac{dz}{dt} = CAx + (CB + D) F_q z \tag{5.48}$$

*) Există și alte posibilități de demonstrație, pornind de la alte inegalități care rezultă din (5.41).

(unde F_q este dat de (3.41)—(3.42)) pentru condițiile inițiale (4.4)—(4.6). Integrala $\int_T^\infty (\overline{\overline{z}}(t), \overline{\overline{z}}(t))\, dt$ este convergentă întrucît soluția banală a sistemului (5.47)—(5.48) este exponențial stabilă.

Întrucît funcția $\overline{\overline{z}}(t)$ este continuă, rezultă că integrala este pozitivă dacă $\overline{\overline{z}}(T) \neq 0$. Integrala este nulă numai dacă $\overline{\overline{z}}(t) = 0$ pentru orice $t \geqslant T$. Introducînd această soluție în (5.47)—(5.48) se vede că pentru ca integrala să fie nulă este necesar ca soluția sistemului (5.47)—(5.48) să satisfacă pentru $t \geqslant T$ ecuațiile

$$\frac{d\overline{\overline{x}}(t)}{dt} = A\overline{\overline{x}}(t), \tag{5.49}$$

$$CA\overline{\overline{x}}(t) = 0. \tag{5.50}$$

Subspațiul definit prin condiția $CAx = 0$ trebuie, prin urmare, să conțină un subspațiu invariant față de transformarea definită prin matricea A. Fie S_1 cel mai mare subspațiu invariant față de A cu această proprietate și fie S_2 subspațiul ortogonal față de S_1. Se aleg baze ortogonale $e_1 \ldots e_k$ și $e_{k+1} \ldots e_n$ respectiv în S_1 și S_2. Notînd cu u și v vectorii din S_1 și S_2 avînd respectiv k și $n-k$ componente, sistemul (5.47)—(5.48) se poate aduce, printr-o transformare liniară nesingulară, corespunzătoare trecerii de la vechea bază la noua bază, la forma

$$\frac{du}{dt} = A_1 u + A_2 v + B_1 F_q z, \tag{5.51}$$

$$\frac{dv}{dt} = A_3 v + B_2 F_q z, \tag{5.52}$$

$$\frac{dz}{dt} = C_2 v + (CB + D) F_q z. \tag{5.53}$$

Într-adevăr, efectuînd trecerea la noua bază, matricea A se transformă într-o matrice $\widetilde{A}$, ale cărei elemente $\widetilde{a}_{ij}$ sînt date de relația $\widetilde{a}_{ij} = (e_i, Ae_j)$. În condițiile de mai sus, toate elementele $\widetilde{a}_{ij}$, pentru i egal cu unul dintre numerele $k+1, k+2, \ldots, n$ și j egal cu unul dintre numerele $1, 2, \ldots k$, sînt nule. De aici rezultă că sistemul transformat este de forma (5.51)—(5.53).

Sistemul (5.52)—(5.53) este un sistem independent de sistemul (5.51). Soluția banală $u = z = 0$ a sistemului (5.52)—(5.53) este asimptotic stabilă, întrucît în cazul contrar, soluția banală a sistemului (5.47)—(5.48) nu ar fi asimptotic stabilă, contrar concluziei de la punctul 3.4. Expresiile noilor matrice introduse mai sus A_1, A_2, B_1, B_2 și C_2 nu interesează în cele ce urmează. Prin construcție, subspațiul $C_2 v = 0$ nu conține nici un subspațiu invariant (diferit de zero) al lui A_2. Condițiilor inițiale (4.4.)—(4.6) le corespund în noua bază condiții inițiale bine determinate, $\bar{u}(T)$ și $\overline{v}(T)$. Se consideră soluția $\check{u}(t)$, $\check{v}(t)$, $\check{z}(t)$ a sistemului (5.51)—(5.53), corespun-

zătoare condițiilor inițiale $\check{u}(0) = \bar{u}(T)$, $\check{v}(0) = \bar{v}(T)$, $\check{z}(0) = \bar{z}(T)$. Sistemul (5.51)—(5.53) fiind autonom, are loc egalitatea $\check{z}(t) = \bar{\bar{z}}(T + t)$, pentru orice $t \geqslant 0$. Ținînd seama de această egalitate și efectuînd în integrala $\int_T^\infty (\bar{\bar{z}}(t), \bar{\bar{z}}(t)\, dt)$ schimbarea de variabilă $t = T + \tau$, această integrală se aduce la forma $\int_0^\infty (\check{z}(\tau), \check{z}(\tau))\, d\tau$. Ultima integrală depinde numai de coeficienții sistemului (5.52)—(5.53) și de valorile inițiale $\bar{v}(T)$ și $\bar{z}(T)$. Datorită liniarității sistemului studiat, integrala este o formă pătratică de variabilele $\bar{v}(T)$ și $\bar{z}(T)$ iar coeficienții formei pătratice nu depind de T. Întrucît integrala considerată este pozitivă dacă măcar una dintre valorile inițiale $\bar{v}(T)$ și $\bar{z}(T)$ este diferită de zero, forma pătratică menționată mai sus este pozitiv definită. În consecință, se poate găsi un număr pozitiv a, independent de T, astfel încît să aibă loc, pentru orice condiții inițiale, inegalitatea

$$\int_T^\infty (\bar{\bar{z}}(t), \bar{\bar{z}}(t))\, dt \geqslant a\, (\| \bar{v}(T) \|^2 + \| \bar{z}(T) \|^2) \geqslant a \| \bar{z}(T) \|^2. \tag{5.54}$$

Considerînd șirul de inegalități (5.44)—(5.46)—(5.54) și proprietățile numărului K din (5.44) se obține

Propoziția 5.1. Pentru orice $T > 0$, funcția $\bar{z}(T)$ satisface inegalitatea

$$\| \bar{z}(T) \| \leqslant \sqrt{\frac{2K}{\varepsilon_0\, a \min(\delta_i)}}.$$

5.5. Se va stabili acum un rezultat analog și pentru variabilele $\bar{x}$ și $\bar{y}$. În acest scop, se va considera sistemul (1.5)—(1.7). Se observă că soluția studiată $\bar{x}(t)$ verifică ecuația integrală neliniară

$$\bar{x}(t) = \Phi(t)\, x_0 + \int_0^t \Phi(t - \tau)\, B f(\bar{z}(\tau))\, d\tau, \tag{5.55}$$

în care $\Phi(t)$ este soluția ecuației matriceale

$$\frac{d\Phi(t)}{dt} = A\, \Phi(t)$$

corespunzătoare condițiilor inițiale

$$\Phi(0) = E.$$

Întrucît matricea A este, prin ipoteză, hurwitziană (vezi 1.1°), există două numere pozitive α și β astfel încît să aibă loc, pentru orice t, inegalitatea

$$\| \Phi(t) \| \leqslant \alpha\, e^{-\beta t}. \tag{5.56}$$

În virtutea inegalității din propoziția 5.1 și a inegalităților (1.10), are loc, pentru orice $\tau > 0$, inegalitatea

$$\| f(\bar{z}(\tau)) \| \leqslant \max(h_i) \bar{z}(\tau) \leqslant \max(h_i) \sqrt{\frac{2K}{\varepsilon_0 a \min(\delta_i)}} .$$

Utilizînd (5.55) și evaluarea (5.56), se obține inegalitatea

$$\| \bar{x}(t) \| \leqslant \alpha \| x_0 \| + \frac{\alpha}{\beta} \| B \| \max(h_i) \sqrt{\frac{2K}{\varepsilon_0 a \min(\delta_i)}} . \tag{5.57}$$

Recurgînd la (1.7) se deduce

$$\| \bar{y}(t) \| \leqslant \| D^{-1} \| \cdot \| \bar{z}(t) \| + \| D^{-1} C \| \| \bar{x}(t) \| \leqslant (\| D \|^{-1} +$$

$$+ \frac{\alpha}{\beta} \| D^{-1} C \| \cdot \| B \| \max(h_i)) \sqrt{\frac{2K}{\varepsilon_0 a \min(\delta_i)}} + \alpha \| D^{-1} C \| \cdot \| x_0 \| . \tag{5.58}$$

Se consideră funcția $\bar{r}(t)$, dată de relația

$$\bar{r}(t) = \sqrt{\| \bar{x}(t) \|^2 + \| \bar{y}(t) \|^2},$$

și numărul r_0, definit prin

$$r_0 = \sqrt{\| x_0 \|^2 + \| y_0 \|^2}.$$

Din inegalitățile (5.57) și (5.58) rezultă inegalitatea

$$\bar{r}^2(t) \leqslant P(x_0, y_0),$$

unde $P(x_0, y_0)$ este o formă pătratică de variabilele x_0 și y_0, a cărei expresie se obține utilizînd relațiile (5.57)—(5.58) și (5.42) (variabila z_0 se elimină cu relația (4.3)). Fie p cea mai mare valoare luată de forma pătratică $P(x_0, y_0)$ pe sfera $r_0 = 1$. Evident, are loc în acest caz, pentru orice $r_0 \geqslant 0$, inegalitatea

$$\bar{r}(t) \leqslant p r_0$$

De aici rezultă însă (vezi [12], teorema 17.1 și definiția 17.2).

Propoziția 5.2. Dacă sînt îndeplinite condițiile din propoziția 2.1, atunci soluția banală a sistemului (1.5)—(1.7) este simplu stabilă în mare pentru orice funcție $f(z)$ satisfăcînd inegalitățile (1.10).

5.6. Se vor extinde acum rezultatele de mai sus, pentru a trage concluzii asupra caracterului asimptotic al stabilității. Se va folosi, în acest scop, inegalitatea (5.45).

Utilizînd relația (5.38), condițiile (1.10) și relațiile (3.41) și (3.42) care dau elementele matricei F_q, se obține inegalitatea

$$\xi_{d1}(T) \geqslant \frac{1}{4} \varepsilon_0 \min(\delta_i^2) \int_0^T (\bar{z}(t), \bar{z}(t))\, dt. \tag{5.59}$$

Observînd acum inegalitatea (5.45) şi (5.59), se obţine următoarea concluzie :

Propoziţia 5.3. Integrala $\int_0^T \| \bar{z}(t) \|^2 \, dt$ este mărginită, pentru orice $T > 0$, de numărul $\frac{4K}{\varepsilon_0 \min (\delta_i^2)}$.

5.7. Se vede imediat că, în condiţiile de mai sus, derivata $\frac{d\bar{z}(t)}{dt}$ este de asemenea mărginită. Funcţia $\bar{z}(t)$ fiind continuă, se demonstrează că din faptul că integrala din propoziţia (5.3) este mărginită rezultă consecinţa

$$\lim_{t \to \infty} \bar{z}(t) = 0. \tag{5.60}$$

În acest caz, în virtutea inegalităţilor (1.10) are loc şi relaţia

$$\lim_{t \to \infty} f(\bar{z}(t)) = 0. \tag{5.61}$$

Considerînd acum ecuaţia (1.5) şi ţinînd seama de (5.61), se obţine consecinţa (vezi anexa II)

$$\lim_{t \to \infty} \bar{x}(t) = 0. \tag{5.62}$$

Utilizînd relaţiile (1.7), (5.60) şi (5.62), se obţine şi concluzia

$$\lim_{t \to \infty} \bar{y}(t) = 0. \tag{5.63}$$

Toate aceste rezultate permit înlocuirea propoziţiilor auxiliare de la punctul de faţă prin

Teorema 5.1. Dacă există două matrice diagonale P şi Q satisfăcînd condiţiile specificate în propoziţia 2.1, atunci are loc proprietatea 1.1.

6. Cazuri particulare, observaţii şi concluzii

6.1. În cazul particular al sistemelor automate cu un singur organ de execuţie se obţine o formă mai simplă a teoremei 5.1. Se consideră sistemul

$$\frac{dx}{dt} = Ax + b\varphi(\sigma), \tag{6.1}$$

$$\frac{d\xi}{dt} = \varphi(\sigma), \tag{6.2}$$

$$\sigma = (c, x) + \delta \xi, \tag{6.3}$$

în care ξ și σ sînt variabile scalare, x, b și c sînt vectori cu n componente, $\varphi(\sigma)$, o funcție scalară cu aceleași proprietăți ca și componentele funcției vector $f(z)$ introduse la punctul 1, iar δ este o mărime scalară. Se presupune că matricea A este hurwitziană iar $\delta \neq 0$.

Din teorema 5.1 rezultă în aceste condiții

Consecința 6.1. Pentru ca soluția banală a sistemului (6.1)—(6.3), în care A este o matrice hurwitziană iar $\delta \neq 0$, să fie asimptotic stabilă în mare pentru orice funcție continuă și univocă $\varphi(\sigma)$ satisfăcînd pentru orice σ condițiile

$$\varepsilon \sigma^2 \leqslant \varphi(\sigma)\, \sigma \leqslant (h - \varepsilon')\, \sigma^2, \tag{6.4}$$

$$\varphi(0) = 0, \tag{6.5}$$

unde h, ε și ε' sînt numere pozitive arbitrare, este suficient să existe două numere π și ρ astfel încît să fie satisfăcute condițiile

$$1^\circ \quad \pi \geqslant 0; \tag{6.6}$$

$$2^\circ \quad \delta < 0; \tag{6.7}$$

3° pentru orice ω real au loc inegalitățile *)

$$\mathcal{R}e \left\{ \pi \left(\frac{1}{h} - (c, (i\omega E - A)^{-1} b) \right) - \rho \left((c, A (i\omega E - A)^{-1} b) + \right. \right.$$

$$\left. \left. + \delta + (c, b) \right) \right\} 0, \tag{6.8}$$

$$\frac{\pi}{h} - \rho\, (\delta + (c, b)) > 0. \tag{6.9}$$

Totodată, condițiile de mai sus sînt necesare pentru a se putea construi pentru sistemul studiat, o funcție Liapunov de forma (1.11) în care $\varphi(\sigma)$ satisface inegalitățile

$$0 < \varphi(\sigma)\, \sigma \leqslant h\, \sigma^2 \tag{6.10}$$

Observația 6.1. Aplicînd direct teorema 5.1, se obține, pentru consecința 6.1, un enunț puțin diferit de cel de mai sus. În locul condiției 2° se obțin condițiile

$$2^\circ_a \quad \text{dacă } \pi = 0, \text{ atunci } \rho > 0,$$

$$2^\circ_b \quad \pi\delta \leqslant 0.$$

condițiile 1° și 3° rămînînd aceleași

Însă dacă au loc condițiile 1°, 2°, 3°, atunci au loc și condițiile 2°_a și 2°_b. Într-adevăr, din condițiile 3°, pentru $\omega = 0$, rezultă condiția

$$3^{\circ\prime} \quad \text{dacă } \pi = 0, \text{ atunci } \rho\ \delta < 0.$$

*) Prin $\mathcal{R}e\ X(\omega)$ se înțelege partea reală a expresiei complexe $X(\omega)$.

Condiția 2_a^0 rezultă din 2° și 3°'. Condiția 2_b^0 rezultă din 1° și 2°.

Reciproc, dacă au loc condițiile 1^0, 2_a^0, 2_b^0 și 3°, atunci are loc și condiția 2°. Într-adevăr, și în acest caz are loc condiția 3°'. În cazul $\pi = 0$, condiția 2° rezultă din 2_a^0 și 3°'. În cazul $\pi \neq 0$, condiția 2° rezultă din 1° și 2_a^0, ținînd seama și de condiția $\delta \neq 0$, care intervine în enunț.

Prin urmare, ansamblul condițiilor 1°, 2_a^0, 2_b^0 și 3° este echivalent, în condițiile teoremei, cu ansamblul condițiilor, mai simple, 1°, 2° și 3°.

Observația 6.2. Atragem atenția asupra faptului că rezultatele de mai sus (consecința 6.1) înlocuiesc rezultatele corespunzătoare expuse în teoremele de la punctele 3.7 și 4.3 din lucrarea [11], valabile în condiții mai restrictive. Această înlocuire se referă, deocamdată, numai la cazul în care ecuația caracteristică introdusă în enunțul teoremelor are o rădăcină nulă. Înlocuirea celorlalte rezultate din [11], prin rezultate mai generale, se va face într-o lucrare ulterioară.

6.2. Dacă se introduce „matricea de transfer de la f la $-z$" definită pentru sistemul (1.5)—(1.7) prin relația

$$Y_1(i\omega) = -C(i\omega E_1 - A)^{-1} B - \frac{1}{i\omega} D, \tag{6.11}$$

matricea $H(\omega)$ (vezi (2.28) și (2.29)) ia expresia simplă

$$H(\omega) = \frac{1}{2}\{PF^{-1} + (P + i\omega Q) Y_1(i\omega) + (PF^{-1} + (P + i\omega Q) Y_1(i\omega))^*\} \tag{612}$$

iar matricea S se obține cu formula

$$S = \lim_{\omega \to \infty} H(\omega). \tag{6.13}$$

Pentru sistemul (6.1) — (6.3) funcția de transfer de la φ la $-\sigma$ are expresia

$$Y_2(i\omega) = -(c(i\omega E - A)^{-1} b) - \frac{1}{i\omega}\delta. \tag{6.14}$$

Condiția (6.8) din consecința 6.1 se scrie sub forma

$$\frac{\pi}{h} + \mathcal{R}e(\pi + i\omega\rho) Y_2(i\omega) > 0 \tag{6.15}$$

iar condiția (6.9), sub forma

$$\frac{\pi}{h} + \rho \lim_{\omega \to \infty} i\omega Y_2(i\omega) > 0. \tag{6.16}$$

Importanța observațiilor de mai sus constă în faptul că funcțiile de transfer pot fi, în general, calculate direct prin metodele dezvoltate în

teoria sistemelor automate liniare, fără a mai fi nevoie să se recurgă la calcularea unor matrice de tipul $(i\omega E - A)^{-1}$.

6.3. În teoremele de mai sus intervin, în afară de parametrii sistemului studiat, matricele diagonale P și Q, respectiv numerele π și ρ. Unul dintre parametrii arbitrari poate fi luat egal cu 1.

În cazul sistemelor cu o singură neliniaritate rămîne astfel un singur parametru arbitrar. Se va arăta ulterior că la cercetarea domeniului maxim de stabilitate, parametrii arbitrari se elimină.

6.4. Din demonstrațiile de la punctele 3.5 apare clară posibilitatea extinderii rezultatelor și la sistemele descrise prin ecuații diferențiale cu argument întîrziat sau la sisteme a căror descriere se face de la început cu ajutorul unor ecuații integrale. Se semnalează de asemenea posibilitatea prelucrării condițiilor din teoremele din lucrare sub formă de criterii analitice și grafice comode pentru calculele inginerești.

ANEXA I

TEOREMA LUI PARSEVAL GENERALIZATĂ

Se va da mai jos teoremei lui Parseval generalizată o formulare convenabilă pentru aplicația ei în prezenta lucrare.

Se consideră funcțiile-vectori $f_1(t)$ și $f_2(t)$ continue, definite pentru $t \geqslant 0$ cu proprietatea că integralele

$$\int_0^\infty \| f_1(t) \| \, dt, \int_0^\infty \| f_2(t) \| \, dt, \int_0^\infty \| f_1(t) \|^2 dt, \int_0^\infty \| f_2(t) \|^2 dt \tag{I.1}$$

converg. Fie $F_1(i\omega)$ și $F_2(i\omega)$ transformatele Fourier ale funcțiilor $f_1(t)$ și $f_2(t)$ definite prin relațiile *)

$$F_1(i\omega) = \int_0^\infty e^{-i\omega t} f_1(t) \, dt, \tag{I.2}$$

$$F_2(i\omega) = \int_0^\infty e^{-i\omega t} f_2(t) \, dt. \tag{I.3}$$

În aceste condiții are loc egalitatea

$$\int_0^\infty (f_1(t), f_2(t)) \, dt = \frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^\infty (F_1(i\omega), F_2(i\omega)) \, d\omega, \tag{I.4}$$

în care parantezele de forma (a, b) reprezintă produsul scalar $\sum a_i \bar{b}_i$ al vectorilor complecși a și b, de componente a_i și b_i.

Teorema se demonstrează aplicînd pentru fiecare termen al produsului scalar (f_1, f_2) teorema lui Parseval generalizată în formularea din [13].

*) Din condițiile (I.1) rezultă convergența integralelor care definesc pe $F_1(i\omega)$ și $F_2(i\omega)$.

ANEXA II

Condiţia (5.61) implică (5.62). Într-adevăr, ţinînd seama de inegalitatea (5.56), se constată că primul termen din (5.55) tinde către zero. Notînd cu $R(t)$ cel de-al doilea termen din (5.55), se obţine evaluarea

$$\| R(t) \| \leqslant \alpha \| B \| e^{-\beta t} \int_0^t e^{\beta\tau} \| f(z(\tau)) \| d\tau. \tag{II.1}$$

Din propoziţia 5.2 rezultă că există $M > 0$ astfel încît să aibă loc, pentru orice $\tau > 0$, inegalitatea

$$\| f(z(\tau)) \| < M. \tag{II.2}$$

Fie $\varepsilon > 0$, arbitrar. Din condiţia (5.61) rezultă că există $T_1(\varepsilon) > 0$ astfel încît pentru orice $t > T_1$ să aibă loc inegalitatea

$$\| f(z(t)) \| < \frac{1}{2} \cdot \frac{\varepsilon\beta}{\alpha \| B \|}. \tag{II.3}$$

În consecinţă, pentru $t > T_1$ are loc evaluarea

$$\| R(t) \| < \alpha M \| B \| e^{-\beta t} \int_0^{T_1} e^{\beta\tau} d\tau + \frac{1}{2} \varepsilon\beta e^{-\beta t} \int_{T_1}^t e^{\beta\tau} d\tau. \tag{II.4}$$

Efectuînd integrările din (II.4), se constată că se poate găsi un număr $T_2(\varepsilon) > T_1(\varepsilon)$ astfel încît, pentru orice $t > T_2$, să aibă loc inegalitatea

$$\| R(t) \| < \varepsilon. \tag{II.5}$$

Într-adevăr, fiecare termen din membrul drept al inegalităţii (II.4) devine mai mic decît $\frac{1}{2}\varepsilon$ pentru t suficient de mare. Din cele de mai sus rezultă imediat consecinţa (5.62).

ДОСТАТОЧНЫЕ КРИТЕРИИ АСИМПТОТИЧЕСКОЙ УСТОЙЧИВОСТИ В ЦЕЛОМ ДЛЯ АВТОМАТИЧЕСКИХ НЕЛИНЕЙНЫХ СИСТЕМ С НЕСКОЛЬКИМИ ИСПОЛНИТЕЛЬНЫМИ ОРГАНАМИ.

КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ

Рассматриваются нелинейные автоматические системы с несколькими интегрирующими исполнительными органами в предположении, что нелинейности системы локализованы в исполнительных органах и могут быть представлены непрерывными и однозначными характеристиками. Путем обобщения и упрощения ранее установленного

автором метода [11] получаются достаточные критерии устойчивости в целом для стационарного состояния системы. Не считая некоторых задач, связанных с границей области устойчивости в пространстве параметров, полученная в настоящей работе область устойчивости не может быть расширена путем использования функций Ляпунова типа: „квадратичная форма плюс интеграл нелинейности". Применяя полученные результаты для частного случая одного испольнительного органа, получаются критерии устойчивости (следствие 6. 1), которые заменяют — в случае нулевого корня — результаты из [11], действительные в более жестких условиях. Новые критерии выражаются при помощи определенных матриц, которые можно интерпретировать как передаточные матрицы исследуемой системы. Таким путем открывается возможность разработки инженерных методов расчета, аналогичных методам, используемым в теории автоматических линейных систем.

ОБЪЯСНЕНИЕ РИСУНКОВ

Блок-схема исследуемых автоматических систем: L, линейный блок; N, интегрирующие, нелинейные исполнительные органы.

CRITÉRIUMS SUFFISANTS DE STABILITÉ ASYMPTOTIQUE EN GRAND POUR LES SYSTÈMES AUTOMATIQUES NON LINÉAIRES À PLUSIEURS ORGANES D'EXÉCUTION

RÉSUMÉ

L'auteur étudie les systèmes automatiques non linéaires à plusieurs organes d'exécution intégrateurs, dans l'hypothèse que les non-linéarités du système sont localisées dans les organes d'exécution et qu'elles peuvent être représentées par des caractéristiques continues et univoques. En généralisant et en simplifiant une méthode antérieurement établie par l'auteur [11], il obtient des critériums suffisants pour la stabilité en grand (pour toutes les conditions initiales) de l'état stationnaire du système. Abstraction faite de certains problèmes concernant la frontière du domaine de stabilité dans l'espace des paramètres, le domaine de stabilité obtenu dans ce travail ne saurait être étendu par l'utilisation des fonctions de Liapunov du type : forme quadratique + intégrale de la non-linéarité. En appliquant les résultats obtenus au cas particulier d'un seul organe d'exécution, l'auteur obtient des résultats (voir la conséquence 6.1) qui remplacent, dans le cas d'une racine nulle, les théorèmes [11], valables dans des conditions plus restrictives. Dans les nouveaux critériums, on voit intervenir certaines matrices, pouvant être interprétées comme des matrices de transfert du système étudié. Une possibilité d'élaborer une méthode de calcul comparable, en ce qui concerne la commodité, avec les méthodes utilisées dans la théorie des systèmes automatiques linéaires, est ainsi offerte aux ingénieurs.

EXPLICATION DES FIGURES

Schéma de l'ensemble des systèmes automatiques étudiés dans ce travail : *L*, bloc linéaire ; *N*, éléments d'exécution, intégrateurs, non linéaires.

BIBLIOGRAFIE

1. H. S. TSIEN, *Engineering Cybernetics*. Toronto-Mc Graw Hill, New York, 1954.
2. А. М. Летов, *Устойчивость регулируемых систем с двумя исполнительными органами*. Прикл. мат. и мех., **XVII**, *4*, 401, 1953.
3. А. М. Летов, *Устойчивость нелинейных регулируемых систем*. Гостехиздат, Москва, 1955.
4. А. П. Дувакин, А. М. Летов, *Об устойчивости регулируемых систем с двумя органами управления*. Прикл. мат. и мех., **XVIII**, *1*, 163, 1954.
5. Б. А. Ершов, *Одна теорема об устойчивости движения в целом*. Прикл. мат. и мех., **XVIII**, *3*, 1954.
6. В. В. Румянцев, *К теории устойчивости регулируемых систем*. Прикл. мат. и мех., XX, *6*, 1956.
7. А. Н. Лурне, *Некоторые нелинейные задачи теории автоматического регулирования*. Гостехиздат, Москва, 1951.
8. T. MOROZAN, *Criterii de stabilitate absolută pentru sistemele automate cu mai multe organe de execuție* (în curs de publicare).
9. В. М. Попов, *Об ослаблении достаточных условий абсолютной устойчивости*. Автоматика и телемеханика, **XIX**, *1*, 3, 1958.
10. A. HALANAY, *Introducere în teoria calitativă a ecuațiilor diferențiale*. Ed. tehnică, București, 1955.
11. V. M. POPOV, *Criterii de stabilitate pentru sistemele neliniare de reglare automată, bazate pe utilizarea transformatei Laplace*. Studii și cercetări de energetică, **IX**, *1*, 119 (1958).
12. W. HAHN, *Theorie und Anwendung der direkten Methode von Ljapunov*. Springer, Berlin, Göttingen, Heidelberg, 1959.
13. G. DOETSCH, *Handbuch der Laplace-Transformation*. I. Birkhäuser, Basel, 1950.

VARIAŢIA INDICILOR TEHNICO-ECONOMICI AI MAŞINII SINCRONE CU SISTEM DE RĂCIRE DIRECT*)

DE

C. APETREI

1. Sistemul de răcire direct a început să aibă utilizare practică abia în actualul deceniu, în cazul maşinilor sincrone de foarte mare putere de tipul turbogeneratoarelor. Răcirea directă a cuprului înfăşurărilor maşinii permite, la gabarit limitat superior, realizarea unor turbogeneratoare cu puteri unitare de ordinul sutelor de MW (300—400 MW). Caracteristicile tehnico-economice ale acestor maşini sînt superioare sau comparabile cu caracteristicile maşinilor cu sistem de răcire clasic (indirect).

Utilizarea sistemului de răcire direct prezintă interes practic nu numai pentru unităţile de foarte mare putere; în principiu acest sistem de răcire poate fi aplicat unei maşini electrice indiferent de tipul ei; calculul tehnico-economic trebuie însă să precizeze oportunitatea aplicării acestui sistem în fiecare caz concret în parte.

Avantajele tehnico-economice ale sistemului de răcire direct constau în primul rînd în posibilitatea măririi solicitărilor electromagnetice ale materialelor active ale maşinii electrice. Creşterea solicitărilor magnetice este limitată, de obicei, de saturaţia admisibilă a circuitului magnetic şi deci pentru o mai bună utilizare a materialelor active trebuie mărită densitatea de curent, respectiv pînza de curent.

Presupunînd că prin adoptarea sistemului de răcire direct se pot evacua pierderile din maşină la densităţile de curent dorite, problema importantă din punct de vedere practic şi teoretic constă în identificarea influenţei pînzei de curent asupra caracteristicilor tehnico-economice ale maşinii; este necesar deci să se determine factorii care pot limita superior, funcţional sau economic, variaţia pînzei de curent.

Literatura de specialitate nu aprofundează această problemă; în lucrările [1], [2], [3], se dau doar unele indicaţii cu caracter orientativ, fără o fundamentare teoretică sau practică.

---

*) Lucrare prezentată la sesiunea de comunicări a Institutului de energetică din 17—18 aprilie 1959.

Într-o lucrare anterioară [4] s-a arătat posibilitatea principială a utilizării răcirii directe în cazul unităţilor de putere medie şi mare, precum şi influenţa sistemului de răcire direct asupra puterii maşinii la un gabarit dat.

În lucrarea de faţă se va analiza variaţia indicilor tehnico-economici ai maşinilor cu sistem de răcire direct; deşi analiza va avea în vedere în primul rînd maşina sincronă de tipul turbogeneratoarelor, elementele generale sînt valabile în principiu şi pentru alte maşini electrice de curent alternativ, putînd fi utilizate în proiectarea curentă a acestor maşini.

2. În rezolvarea problemei se poate porni de la două ipoteze distincte:

a) se indică puterea maşinii şi ulterior se identifică influenţa variaţiei pînzei de curent asupra caracteristicilor tehnico-economice ale maşinii;

b) se indică dimensiunile limită ale maşinii şi se identifică în aceleaşi condiţii influenţa pînzei de curent asupra parametrilor maşinii.

În ambele cazuri se urmăreşte determinarea factorilor care pot limita superior (din punct de vedere funcţional şi economic) variaţia pînzei de curent, în premisa adoptării sistemului de răcire direct. Primul aspect al problemei interesează, în mod deosebit, utilizarea sistemului de răcire direct în cazul maşinilor de puteri medii şi mari; cel de-al doilea prezintă interes practic în cazul maşinilor cu puteri unitare foarte ridicate de ordinul sutelor de MW.

Pentru analiza problemei se porneşte de la următoarele premise:

a) solicitările magnetice ale materialului feromagnetic se vor considera constante şi cuprinse în limitele obişnuite în proiectarea maşinilor normale;

b) aspectele constructive şi tehnologice, implicate de trecerea de la sistemul de răcire clasic la cel direct, nu se vor lua în consideraţie;

c) definirea parametrilor, a caracteristicilor funcţionale şi economice ale maşinii se face pe baza datelor stabilite pentru maşinile normale cu sistem de răcire clasic;

d) influenţa parametrilor maşinii sincrone asupra caracteristicilor ei funcţionale se consideră cunoscută.

În cadrul acestor premise se va urmări influenţa variaţiei pînzei de curent, în primul rînd la putere dată, ulterior la dimensiuni date, asupra volumului de materiale active şi asupra pierderilor totale ale maşinii.

3. La o putere dată a maşinii, influenţa variaţiei pînzei de curent asupra caracteristicilor tehnico-economice se determină după cum urmează:

3.1. Din expresia constantei maşinii, la puterea P, turaţia n şi inducţia în întrefier B_δ constante, diametrul indusului D poate fi exprimat în funcţie de pînza de curent A sub forma

$$D = \frac{K}{A^{\frac{1}{3}}}\,^{*)}. \tag{1}$$

*) În continuare mărimile constante se grupează sub forma unei constante de proporţionalitate K; pentru simplificarea scrierii expresiilor, constanta K nu se va afecta cu un indice distinct decît în cazurile absolut necesare.

3.2. Solenația de excitație în sarcină θ_{es} a mașinii sincrone cu poli înecați poate fi calculată cu suficientă exactitate cu ajutorul unei expresii de forma

$$\theta_{es} = K_s \sqrt{\theta_{e0}^2 + \theta_a^2 + 2\theta_{e0}\theta_a \sin\varphi}, \tag{2}$$

unde

θ_{e0} = solenația la funcționarea în gol,

θ_a = solenația de reacție a indusului,

K_s = un coeficient care ține seama de scăpări și poate varia la mașinile sincrone între limitele 1,05 — 1,20.

Dacă se are în vedere expresia reactanței corespunzătoare reacției indusului în unități relative x_a*), relația (2) poate fi pusă sub forma

$$\theta_{es} = K_s \frac{B_\delta}{\mu_0} \delta \sqrt{K_{e0}^2 + x_a^2 + 2K_{e0}x_a \sin\varphi}, \tag{3}$$

unde

K_{e0} = un coeficient supraunitar ce apreciază solenația necesară magnetizării fierului mașinii, cu valori cuprinse, în cazul mașinilor sincrone, între 1,1 — 1,3;

δ = întrefierul de calcul al mașinii.

Exprimînd reactanța x_a sub forma cunoscută

$$x_a = K'_{xa} \frac{DA}{\delta B_\delta}, \tag{4}$$

și avînd în vedere relația (1), solenația în sarcină a unei mașini sincrone poate fi exprimată de relația

$$\theta_{es} = K_s \frac{B_\delta}{\mu_0} \delta \sqrt{K_{e0}^2 + K_{xa}^2 \frac{A^{\frac{4}{3}}}{\delta^2} + 2K_{e0}K_{xa} \frac{A^{\frac{2}{3}}}{\delta} \sin\varphi}. \tag{5}$$

Relațiile (3) și (5) exprimă legea de variație a solenației de excitație în sarcină, funcție de parametrii de bază ai mașinii sincrone (A, B_δ, δ, x_a și factorul de putere).

Din expresiile (3) și (5) se vede că variația solenației unei mașini sincrone nu este direct proporțională cu întrefierul mașinii, după cum se afirmă în literatura de specialitate, afirmație valabilă doar la funcționarea în gol a mașinii; variația solenației în sarcină este influențată pozitiv de reacția indusului, îndeosebi cînd x_a este relativ mare, deci în cazul turbogeneratoarelor. Concluzia prezintă interes deosebit pentru analiza ce urmează a se face în continuare.

3.3. Influența variației pînzei de curent asupra reactanței corespunzătoare reacției indusului poate fi stabilită pe baza unei expresii de forma

$$x_a = K \frac{A^{\frac{2}{3}}}{\delta}. \tag{6}$$

*) În continuare, parametrii mașinii se vor exprima în unități relative.

În figura 1, s-a reprezentat variația lui x_a funcție de pînza de curent A la întrefier constant; ca sistem de referință s-au considerat valorile medii pentru x_a și A din cazul mașinilor cu sistem de răcire clasic.

Expresia (6) arată că reacția indusului x_a poate fi păstrată constantă dacă se variază corespunzător întrefierul mașinii

$$\delta = KA^{\frac{2}{3}} . \tag{7}$$

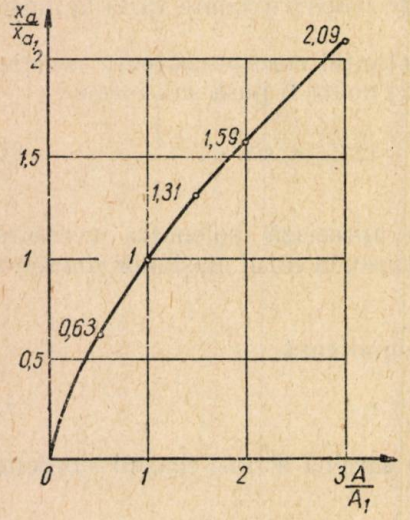


Fig. 1. — Curba $x_a = f(A)$ la δ=const.

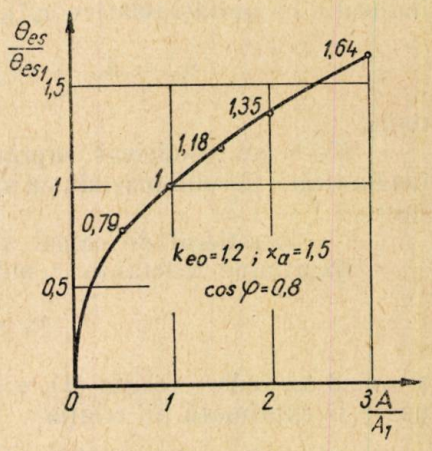


Fig. 2. — Curba $\theta_{es} = f(A)$ la δ = const.

Variația solenației de excitație în sarcină va fi, evident, diferită în cazul δ = const. și δ variabil după o relație de forma (7). În figura 2 s-a reprezentat curba de variație $\theta_{es} = f(A)$ la δ = const., pentru valori medii ale parametrilor care intervin în expresia (5). Din examinarea curbei reprezentată în figura 2 se observă că variația solenației în cazul dat poate fi exprimată cu suficientă exactitate cu ajutorul unei expresii de forma

$$\theta_{es} = KA^{\frac{1}{2}} . \tag{8}$$

În cazul cînd x_a se păstrează constant prin variația întrefierului, solenația în sarcină se exprimă în funcție de pînza de curent prin expresia

$$\theta_{es} = KA^{\frac{2}{3}} . \tag{9}$$

Rezultă deci că păstrarea constantă a reactanței x_a, prin variația întrefierului conduce la creșterea solenației de excitație necesară la funcționarea în sarcină a mașinii.

În concluzie, variația pînzei de curent influențează puternic reacția indusului; problema măririi reactanței x_a față de valorile curent întîlnite

în prezent în practică trebuie examinată în lumina posibilităților create de sistemul de răcire direct; există posibilitatea menținerii constante a lui x_a, prin variația corespunzătoare a întrefierului, avînd însă consecințe economice negative.

3.4. Reactanțele de scăpări ale circuitului indus x_s și ale înfășurării de excitație x_{es} pot fi exprimate prin relații de forma

$$x = K \frac{A}{B_\delta} \lambda, \tag{10}$$

unde coeficientul permeanței de scăpări

$$\lambda = \lambda_{cr} + \lambda_{cb} + \lambda_\delta .$$

Coeficienții permeanțelor de scăpări λ, ai crestăturii λ_{cr}, ai capetelor de bobină λ_{cb} și diferențială λ_δ depind de forma și dimensiunile crestăturii, tipul înfășurării etc.

Influența pînzei de curent asupra reactanțelor de scăpări este exprimată direct de relația (10) și, după cum se va vedea, și prin intermediul lui λ.

Într-adevăr, înălțimea crestăturii statorice h_{cr} poate fi exprimată printr-o relație de forma

$$h_{cr} = K \frac{A}{\Delta_s} \tag{11}$$

iar raportul dintre înălțimea și lățimea crestăturii α_s, printr-o expresie de forma

$$\alpha_s = K q h_{cr} A^{\frac{1}{3}} . \tag{12}$$

Dacă densitatea de curent în înfășurarea statorică variază după aceeași lege de variație ca și $A(\Delta = KA)$ iar q se menține constant, se poate considera în primă aproximație că

$$\lambda_{cr} = K_c A^{\frac{1}{3}} . \tag{13}$$

Pe baza unor raționamente analoage, se poate ajunge la stabilirea expresiilor

$$\lambda_{cb} = K_\lambda \tag{14}$$

și

$$\lambda_\delta = K_1 x_a = K \frac{A^{\frac{2}{3}}}{\delta} . \tag{15}$$

În cazul cînd $\delta = \text{const.}$ este evident că

$$\lambda_\delta = K_\delta A^{\frac{2}{3}} . \tag{15'}$$

În aceste condiții relația (10) poate fi exprimată sub forma

$$x_s = KA\,(K_c A^{\frac{1}{3}} + K_\lambda + K_\delta A^{\frac{2}{3}}). \tag{16}$$

În figura 3, s-a reprezentat curba $x_s = f(A)$ la valori ale lui K_c, K_λ, K_δ întîlnite curent în practică; pentru comparație, s-a reprezentat și curba $x_a = f(A)$.

Din examinarea curbelor reprezentate în figura 3 se observă că influența pînzei de curent asupra lui x_s se manifestă într-o măsură mai mare decît asupra lui x_a; de asemenea, se observă că la variații ale pînzei de curent de la simplu la dublu, valoarea funcției $x_s = f(A)$ poate fi reprezentată cu suficientă exactitate de relația

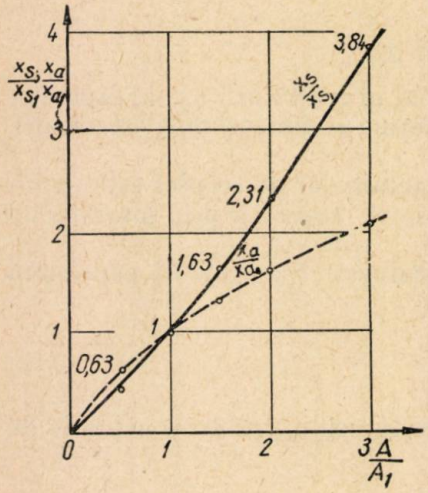


Fig. 3.—Curbele $x_s = f_1(A)$ și $x_a = f_2(A)$.

$$x_s = KA^{\frac{4}{3}}. \tag{17}$$

Este interesant de remarcat că variația întrefierului mașinii poate influența valoarea reactanței de scăpări, însă într-o măsură cu mult mai mică decît se manifesta această influență asupra reacției indusului.

În mod cu totul analog se poate stabili și variația reactanței de scăpări a înfășurării de excitație în funcție de pînza de curent; în cazul mașinilor cu poli aparenți se ajunge la o relație aproximativă de forma

$$x_{es} = KA, \tag{18}$$

iar în cazul mașinilor cu poli înecați, la o expresie analoagă expresiei (17)

$$x_{es} \approx K A^{\frac{4}{3}}. \tag{19}$$

3.5. Influența pînzei de curent asupra celorlalte reactanțe ale mașinii sincrone poate fi stabilită pe baza relațiilor anterioare și a expresiilor de definire a acestor reactanțe.

Astfel, pentru reactanța sincronă (x_d) se poate stabili expresia

$$x_d = A^{\frac{2}{3}}(K_1 + K_2 A^{\frac{2}{3}}). \tag{20}$$

Pentru reactanța tranzitorie (x'_d) expresia

$$x'_d = A^{\frac{4}{3}}\left(K_1 + \frac{K_2 K_3}{K_2 + K_3 A^{\frac{2}{3}}}\right). \tag{21}$$

Reactanța supratranzitorie x_d'' poate fi exprimată prin relații de formă analoagă relației (21).

Dat fiind ponderea relativ mică a reactanței de scăpări x_s în expresia reactanței sincrone x_d, mai ales în cazul turbogeneratoarelor, legea de variație $x_d = f_1(A)$ diferă de obicei cu puțin de legea de variație $x_a = f_2(A)$; pentru comparație s-au reprezentat în figura 4, cele două curbe la valori de referință $x_a = 1{,}5$ iar $x_s = 0{,}1$.

În figura 5, s-a reprezentat curba $x_d' = f(A)$, conform relației (21), luînd ca valori medii de referință ale parametrilor valorile x_a=1,5; x_s=0,1; $x_{es} = 0{,}15$.

Se poate demonstra simplu că legea de variație a reactanței tranzitorii funcție de pînza de curent diferă cu puțin de legea de variație a reactanței de scăpări funcție de același parametru. Din cele expuse rezultă că, spre deosebire de reactanța x_a, care poate fi variată în limitele dorite prin variația corespunzătoare a întrefierului, reactanțele de scăpări și tranzitorii ale mașinii sincrone pot fi variate în limite relativ mici prin variația aceluiași parametru; mai mult, reactanțele tranzitorii și reactanțele de scăpări sînt mai puternic influențate de variația lui A la δ = const.; această observație ne dă un prim indiciu asupra unuia dintre factorii care pot limita variațiile pînzei de curent atunci cînd acest lucru este posibil prin trecerea la sistemul de răcire direct.

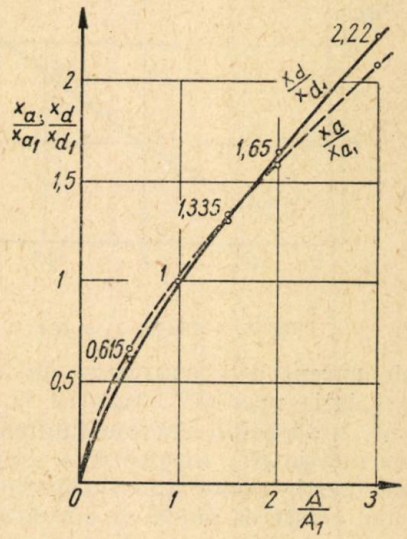


Fig. 4.—Curbele $x_d = f_1(A)$ și $x_a = f_2(A)$.

3.6. Constantele de timp ale mașinii sincrone pot fi exprimate funcție de pînza de curent prin expresiile

$$T_{d0} = \frac{K}{A^{\frac{5}{6}}} \text{ la } \delta = \text{const.}, \tag{22}$$

$$T_{d0} = \frac{K}{A^{\frac{4}{3}}} \text{ la } x_a = \text{const.},$$

$$T_d' = \frac{K}{A^{\frac{1}{6}}} \text{ la } \delta = \text{const.}, \tag{23}$$

$$T_d' = K \text{ la } x_a = \text{const.},$$

$$T_a = K. \tag{24}$$

Notațiile constantelor de timp corespund notațiilor întîlnite curent în literatura de specialitate.

Relațiile (22), (23) și (24) conduc la concluzia că, în afara constantei de timp T_{d0}, puternic influențată de variația pînzei de curent, celelalte constante de timp rămîn practic constante la variații ale pînzei de curent; constantele T'_d și T_a, la variații crescătoare, în limite largi ale pînzei de curent, manifestă o ușoară tendință de descreștere.

3.7. Constanta de inerție a mașinii sincrone H_j la turație și putere constante este direct proporțională cu momentul volant GD^2; ca atare, H_j poate fi exprimat sub forma

$$H_j = K \frac{1}{A^{\frac{1}{3}}} \cdot \qquad (25)$$

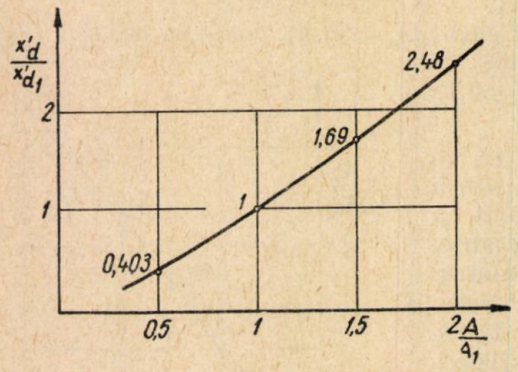


Fig. 5. — Curba $x'_d = f(A)$.

Relația (25) arată influența puternică a pînzei de curent asupra constantei de inerție; din analiza făcută rezultă că dintre parametrii mașinii sincrone analizați, cel mai puternic influențat de variația pînzei de curent este constanta de inerție H_j. Condițiile funcționale concrete (variația maximă a turației la căderea sarcinii, amortizarea pendulărilor etc.) ale mașinii sincrone limitează valoarea minimă admisibilă a constantei de inerție H_j; rezultă deci că valoarea inferioară admisibilă a constantei de inerție poate limita superior variația pînzei de curent chiar în cazul cînd creșterea pînzei de curent este admisibilă din alte considerente (încălzire, reactanțe etc.). Variația convenabilă a raportului dintre pasul polar și lungimea mașinii poate diminua influența lui A asupra constantei de inerție H_j.

3.8. Volumul materialelor active este puternic influențat de variația pînzei de curent. Volumul fierului (V_{Fe}), al cuprului înfășurării indusului ($V_{Cu\,s}$) și al cuprului înfășurării de excitație ($V_{Cu\,e}$), va varia funcție de pînza de curent, în mod aproximativ, după expresii de forma

$$V_{Fe} = \frac{K}{A}, \qquad (26)$$

$$V_{Cu\,s} = K \frac{A^{\frac{1}{3}}}{\Delta_s}, \qquad (27)$$

$$V_{Cu\,e} = K \frac{A^{\frac{1}{6}}}{\Delta_e} \quad \text{la } \delta = \text{const.}, \qquad (28)$$

$$V_{Cu\,e} = K \frac{A^{\frac{1}{3}}}{\Delta_e} \quad \text{la } x_a = \text{const.}$$

Dacă densităților de curent Δ_s și Δ_e li se dau variații de forma $\Delta_s = \Delta_e = KA$, relațiile (27) și (28) pot fi scrise

$$V_{Cu\,s} = \frac{K}{A^{\frac{2}{3}}}, \tag{27'}$$

$$V_{Cu\,e} = \frac{K}{A^{\frac{5}{6}}} \quad \text{și} \quad V_{Cu\,e} = \frac{K}{A^{\frac{2}{3}}}. \tag{28'}$$

Relațiile stabilite indică eficacitatea construirii mașinilor la valori ridicate ale pînzei de curent A și ale densităților Δ_s și Δ_e din punctul de vedere al consumului de materiale active; reducerea volumului materialelor active dă o primă indicație și asupra modului de variație a pierderilor mașinii.

3.9. Realizarea mașinii electrice cu randament ridicat reprezintă una din condițiile de bază ale proiectării și construcției mașinii; această condiție prezintă o importanță hotărîtoare în cazul mașinilor de putere medie și mare, deci în cazul mașinilor pentru care răcirea directă poate fi recomandată.

Pierderile din mașină depind, în afara de sarcinile electromagnetice, de o serie de factori care sînt greu de apreciat prin expresii analitice cu valabilitate generală: tipul constructiv al mașinii, natura materialelor, sistemul de răcire, calitățile fluidului de răcire etc. De aceea, expresiile de calcul ale pierderilor diferă mult de la un caz la altul iar aprecierea lor poate fi făcută cu erori însemnate.

În aceste condiții expresiile pierderilor care vor fi date în continuare vor avea în primul rînd un caracter calitativ.

3.9.1. Pierderile de bază în cuprul înfășurărilor mașinii, dacă se consideră $\Delta_s = \Delta_e = KA$, pot fi exprimate de relațiile

$$p_{Cu} = p_{Cu\,s} + p_{Cu\,e} = A^{\frac{4}{3}}(K_{Cu\,s} + K_{Cu\,e}), \text{ la } x_a = \text{const.}, \tag{29}$$

și

$$p_{Cu} = (K_{Cu\,s} A^{\frac{4}{3}} + K'_{Cu\,e} A^{\frac{7}{6}}) \text{ la } \delta = \text{const.} \tag{30}$$

3.9.2. Pierderile de bază în fier variază după legi deosebite în diferitele zone ale circuitului magnetic al mașinii; dacă se separă pierderile în dinți față de pierderile în jug, pierderile de bază în fier pot fi exprimate în mod aproximativ printr-o relație de forma

$$p_{Fe} = \frac{K_{Fe\,1}}{A} + \frac{K_{Fe\,2}}{A^{\frac{2}{3}}}. \tag{31}$$

3.9.3. Pierderile mecanice sînt determinate direct de forma constructivă a mașinii și de sistemul de răcire adoptat. În cazul sistemului de răcire direct, pierderile de ventilație pot diferi în limite largi în funcție

de sistemul adoptat şi de parametrii de funcţionare ai fluidului de răcire : presiune, viteză, debit etc. Literatura de specialitate oferă date sărace în privinţa determinării pierderilor mecanice în cazul răcirii directe ; mai mult, datele indicate în anumite cazuri concrete pot fi destul de greu generalizate. Considerînd că sistemul de răcire direct este ales astfel încît pierderile mecanice să fie mai mici sau comparabile cu pierderile în cazul sistemului clasic de răcire şi pornind de la o expresie utilizată curent, de uzinele constructoare pentru aprecierea pierderilor mecanice în cazul răcirii clasice, se poate ajunge la exprimarea pierderilor în funcţie de pînza de curent sub forma

$$p_m = K_m \frac{1}{A^{\frac{3}{2}}} \cdot \tag{32}$$

3.9.3. Diferitele componente ale pierderilor suplimentare, în cupru şi fier, pot fi exprimate, funcţie de pînza de curent, prin relaţiile

$$p_{s1} = \frac{K_{s1}}{A^{\frac{4}{3}}}, \quad p_{s2} = \frac{K_{s2}}{A^{\frac{2}{3}}}, \quad p_{s3} = K_{s3} \text{ *)}. \tag{33}$$

Pe baza analizei unor cazuri concrete se poate stabili tendinţa generală de descreştere a pierderilor suplimentare la creşteri ale pînzei de curent, exprimată aproximativ de relaţia

$$p_s = \frac{K_s}{A^{\frac{2}{3}}} \cdot \tag{34}$$

3.10. Expresiile (29) — (34) arată că, la creşteri ale pînzei de curent, pierderile de bază în cupru cresc iar pierderile în fier, mecanice şi suplimentare, descresc. Faţă de această situaţie problema practică constă în determinarea limitei maxime admisibile a pînzei de curent cu condiţia ca randamentul maşinii să nu se înrăutăţească ; problema se rezolvă în premisa că prin trecerea la sistemul de răcire direct căldura corespunzătoare pierderilor din maşină poate fi evacuată independent de valorile pînzei de curent respectiv ale densităţilor de curent.

Răspunsul la problema astfel formulată poate fi dat de soluţionarea unei inegalităţi de forma

$$\sum \left(\frac{p_i}{p_{i1}} \right) = \frac{p_{Cu}}{p_{Cu1}} + \frac{p_{Fe}}{p_{Fe1}} + \frac{p_{Cu}}{p_{Cu1}} + \frac{p_s}{p_{s1}} \leqslant 1 \tag{35}$$

sau

$$K_{Cu} \left(\frac{A}{A_1} \right)^{\frac{4}{3}} + K_{Fe} \left(\frac{A_1}{A} \right)^{\frac{2}{3}} + K_{Cu} \left(\frac{A_1}{A} \right)^{\frac{3}{2}} + K_s \left(\frac{A_1}{A} \right)^{\frac{2}{3}} \leqslant 1. \tag{35'}$$

*) Pierderile suplimentare în capetele de bobină pot creşte chiar cu pătratul pînzei de curent.

În relaţia (35) se pot considera ca valori de referinţă valorile utilizate în mod curent în cazul sistemului de răcire clasic.

Inegalitatea (35′) poate fi rezolvată pe cale grafo-analitică în modul următor : se consideră ponderea pierderilor în cupru (K_{Cu}) variabilă iar ponderea celorlalte pierderi (exprimată prin coeficienţii K_{Fe1}, K_{Cu}, K_s) se variază conform relaţiei $\sum K_i = 1$, păstrîndu-se raportul dintre coeficienţii K_i constant. Prin construirea familiilor de curbe $\sum p = f(A)$, la K_{Cu} variabil, se pot stabili valorile pînzei de curent pentru care este îndeplinită relaţia $\sum \left(\frac{p_i}{p_{i1}}\right) \leqslant 1$.

Pe baza datelor din tabela 1 s-au construit curbele reprezentate în figura 6.

Tabela 1

A (u.r.)	0,50	1,00	1,50	2,00	3,00	4,00
Σp (u.r.) $K_{Cu}= 0,15$; $K_{Fe}= 0,23$; $K_{Cu}= 0,45$; $K_s=0,17$	1,96	1,00	0,80	0,79	0,92	1,16
Σp (u.r.) $K_{Cu}= 0,25$; $K_{Fe}= 0,2$; $K_{Cu}= 0,4$; $K_s= 0,15$	1,78	1,00	0,90	0,99	1,32	—
Σp (u.r.) $K_{Cu}= 0,35$; $K_{Fe}= 0,17$; $K_{Cu}= 0,35$; $K_s= 0,13$	1,60	1,00	1,01	1,20	—	—

În consideraţiile făcute pierderile în cupru s-au luat ca variabile deoarece, în expresia pierderilor totale din maşină, acestea reprezintă partea crescătoare la valori crescătoare ale pînzei de curent.

Curbele reprezentate în figura 6 pot da următoarele indicaţii :

a) zona admisibilă de variaţie a pînzei şi densităţii de curent se restrînge pe măsură ce creşte ponderea pierderilor în cupru (K_{Cu}) ;

b) la valori uzuale ale ponderii pierderilor în cupru (0,15—0,25) Σp, pînza şi densitatea de curent în unităţi relative pot fi variate aproximativ între limitele 1—2,5 fără ca randamentul maşinii să fie înrăutăţit ; în zona de variaţie respectivă există o valoare optimă pentru care randamentul maşinii este maxim ;

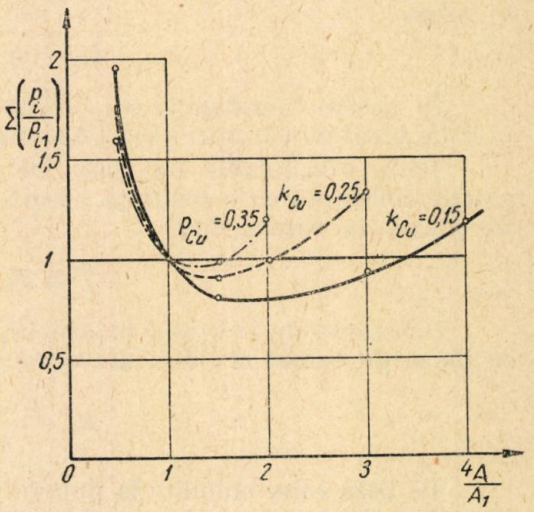


Fig. 6. — Curbele $\Sigma p = f(A)$ la K_{Cu} variabil.

c) forma curbelor reprezentate în figura 6 diferă funcție de legile reale de variație a diferitelor pierderi și a ponderii lor; indicațiile cantitative stabilite însă în acest caz pot să servească orientativ la alegerea corespunzătoare a solicitărilor electrice ale mașinii cînd se face trecerea la sistemul de răcire direct.

4. În anumite condiții, mai ales în cazul proiectării mașinilor de foarte mare putere, problema pusă proiectantului constă în perfecționarea metodelor de răcire a mașinii și majorarea corespunzătoare a solicitărilor electromagnetice, în vederea măririi puterii mașinii la un gabarit limită dat. Și în acest caz, prezintă interes stabilirea influenței variației pînzei de curent asupra caracteristicilor tehnico-economice ale mașinii.

4.1. Din expresia constantei mașinii se poate deduce că la D, l, n, B_δ dați și constanți, puterea mașinii este direct proporțională cu pînza de curent

$$P = K A. \tag{36}$$

Pe baza relației (36) și a expresiilor parametrilor mașinii se poate stabili variația caracteristicilor mașinii la A și Δ variabili.

4.1.1. Reactanțele mașinii, în regim staționar sau tranzitoriu, pot fi exprimate printr-o relație generală

$$x = K A. \tag{37}$$

Reactanța reacției indusului poate fi menținută constantă la variații ale pînzei de curent prin variația corespunzătoare a întrefierului. Solenația de excitație în sarcină la $x_a = \text{const.}$ și $\delta = K A$ variază după o relație de forma

$$\theta_{es} = K A. \tag{38}$$

În aceste considerații s-a presupus că densitatea de curent are o variație identică variației pînzei de curent.

4.1.2. Constantele de timp ale mașinii, T_{d0}, T'_d, T''_d etc. rămîn practic constante cu o tendință ușoară de creștere la variații crescătoare ale pînzei de curent deci

$$T \approx K A. \tag{39}$$

Constanta de inerție a mașinii H_j este practic invers proporțională cu pînza de curent A; deci are o variație de forma

$$H_j = \frac{K}{A}. \tag{40}$$

Pe baza celor stabilite la punctul 4.1, rezultă că, la un gabarit dat al mașinii și variații ale pînzei și densității de curent, parametrii funcționali ai mașinii sînt influențați într-o măsură mai mică decît în cazul cînd se pornește de la o putere dată, posibilitățile lor de menținere în limitele dorite fiind în principiu aceleași în ambele cazuri analizate.

4.1.3. Volumul specific al materialelor active practic variază invers proporţional cu pînza de curent

$$\frac{V}{P} = \frac{K}{A} \cdot \tag{41}$$

Pierderile specifice în cuprul înfăşurărilor variază direct proporţional cu pînza de curent iar pierderile în fier, mecanice şi suplimentare *) pot fi considerate cu suficientă exactitate invers proporţionale cu pînza de curent; expresia variaţiei pierderilor, funcţie de pînza de curent, poate fi pusă sub forma

$$\frac{\Sigma p}{P} = \Sigma p_s = \left[K_{Cu} A + \frac{1}{A} (K_{Fe} + K_{Cu} + K_s)\right], \tag{42}$$

unde Σp_s reprezintă pierderile raportate la puterea maşinii.

În tabela 2, este indicat modul de variaţie a pierderilor specifice la variaţii ale pînzei de curent pentru diferite valori ale ponderii pierderilor în cupru.

Tabela 2

A (u.r.)	0,50	1,00	1,50	2,00	3,00	4,00	6,00
Σp_s (u.r.) $K_{Cu} = 0{,}15$; $\Sigma K_i - K_{Cu} = 0{,}85$	1,77	1,00	0,78	0,72	0,73	0,81	1,04
Σp_s (u.r.) $K_{Cu} = 0{,}25$; $\Sigma K_i - K_{Cu} = 0{,}75$	1,62	1,00	0,87	0,87	1,00	1,19	—
Σp_s (u.r.) $K_{Cu} = 0{,}35$; $\Sigma K_i - K_{Cu} = 0{,}65$	1,47	1,00	0,92	1,02	1,27	—	—

Datele din tabela 2 arată că, limitele admisibile de variaţie ale pînzei şi densităţii de curent la diferite valori ale ponderii pierderilor în cupru sînt mai mari cînd se porneşte de la gabarit constant faţă de cazul menţinerii puterii date constante, cu respectarea condiţiei $\frac{\Sigma p_s}{\Sigma p_{s1}} \leqslant 1$.

Această observaţie, ca şi cele anterioare, permite constatarea că procedeul măririi puterii la dimensiuni date prin creşterea pînzei şi densităţii de curent este recomandabil, cu rezerva legii de variaţie a solenaţiei de excitaţie în sarcină (v. relaţiile (5)şi (38)). În funcţie de sistemul de răcire adoptat se poate elimina şi această rezervă; de aici rezultă eficacitatea tehnico-economică a măririi pînzei şi densităţii de curent la un gabarit dat al maşinii.

*) În privinţa pierderilor suplimentare în capetele de bobină este valabilă observaţia făcută anterior.

Anexă

Tabela 3)*

Mărimea	Simbolul	U.M.	Modul de calcul	A (u.r.)/A/cm		
				1,00	1,50	2,00
				536	820	1 080
Puterea aparentă	P	kVA	ef.c.	31 250	31 250	31 250
Tensiunea liniară	U_l	V	,,	10 500	10 500	10 500
Factorul de putere	cos φ	—	,,	0,8	0,8	0,8
Inducția în întrefier	B_δ	Wb/cm²	,,	$0{,}85.10^{-4}$	$0{,}8.10^{-4}$	$0{,}85.10^{-4}$
Densitatea de curent în înfășurarea statorului	Δ_s	A/cm²	,,	200	300	400
Diametrul indusului	D	cm	,,	98	85,50	77,60
Pasul polar	τ	,,	,,	154	134	122
Lungimea ideală	l_i	,,	,,	222	193	176
Lungimea indusului	l	,,	,,	250	215	198
Diametrul exterior al indusului	D_{es}	,,	,,	200	175	165
Nr. de crestături statorice	Z_s	—	,,	48	48	48
Pasul dentar statoric	t_s	,,	,,	6,42	5,60	5,10
Înălțimea crestăturii statorice	h_{crs}	,,	,,	14,50	14,60	14,60
Lățimea crestăturii statorice	b_{crs}	,,	,,	3,10	2,71	2,46
Întrefierul de calcul	δ'	,,	,,	3,30	4,40	5,25
Întrefierul	δ	,,	,,	3,00	4,00	4,75
Diametrul rotorului	D_R	,,	,,	92	77,50	68,10
Lungimea rotorului	l_R	,,	,,	250	215	198
Nr. de crestături rotorice	Z_e	—	,,	32	32	32
Pasul dentar rotoric	t_e	,,	,,	6	5,6	4,47
Înălțimea crestăturii rotorice	h_{cre}	,,	,,	16,20	17	17,40
Lățimea crestăturii rotorice	b_{cre}	,,	,,	2,16	1,82	1,61
Densitatea curentului înfășurării de excitație	Δ_e	A/cm²	,,	370	583	793
Solenația de reacție	θ_a	AS	,,	34 300	45 700 45 400	54 600 54 500
Solenația de excitație în sarcină	θ_{es}	,,	ef.c./cf (9)	60 200	80 000 79 000	95 700 95 800
Reactanța reacției indusului	x_a	u. r.	ef.c./cf (7)	1,54	1,54	1,54
Reactanța de scăpări a statorului	x_s	,,	ef.c./cf (17')	0,076	0,126 0,13	0,172 0,171

Reactanța sincronă	x_d	u.r.	ef.c.	1,61	1,66	1,71
Reactanța tranzitorie	x'_d	„	ef.c./cf (17)	0,19	0,319 0,328	0,438 0,48
Rezistența înfășurării statorice	r_s	„	ef.c.	0,00113	0,00196	0,0029
Reactanța de scăpări a înfășurării de excitație	x_{es}	„	ef.c./cf (19)	0,125	0,220 0,215	0,322 0,316
Reactanța înfășurării de excitație	x_e	„	ef.c.	1,665	1,76	1,862
Rezistența înfășurării de excitație	r_e	„	ef.c./cf: $r_e = KA^{\frac{4}{3}}$	0,000417	0,00075 0,000715	0,0011 0,00101
Constanta de timp a excitației	T_{do}	s	ef.c./cf (22)	12,7	7,5 7,4	5,35 5,05
Constanta de timp tranzitorie	T'_d	„	ef.c.	1,5	1,45	1,38
Constanta de inerție	H_j	„	„	9,15	3,92	2,16
Greutatea cuprului statoric	$G_{Cu\,s}$	kg	ef.c./cf (27′)	3 650	2 890 2 500	2 300 2 290
Greutatea cuprului înfășurării de excitație	$G_{Cu\,e}$	„	ef.c./cf (28′)	2 050	1 540 1 560	1 255 1 285
Greutatea totală a cuprului	G_{Cu}	„	ef.c.	5 700	4 430	3 555
Greutatea fierului jugului statoric	$G_{Fe\,j}$	„	„	28 600	20 390	15 880
Greutatea fierului dinților statorici	$G_{Fe\,d}$	„	„	4 100	2 610	2 020
Greutatea fierului rotoric	$G_{Fe\,R}$	„	„	9 050	5 910	3 930
Greutatea totală a fierului	G_{Fe}	„	ef.c./cf (26)	41 810	28 910 27 900	21 830 20 900
Pierderi în cuprul statorului	$p_{Cu\,s}$	kW	ef.c.	35,2	61,3	91
Pierderi în cuprul înfășurării de excitație	$p_{Cu\,e}$	„	„	68,5	115	167
Pierderi totale în cupru	p_{Cu}	„	„	103,7	176,3	258
Pierderi în fierul jugului statoric	$p_{Fe\,j}$	„	„	143	100	78,2
Pierderi în fierul dinților statorici	$p_{Fe\,d}$	„	„	25,7	16,3	12,5
Pierderi totale în fier	p_{Fe}	„	„	168,7	116,3	90,7
Pierderi mecanice	p_m	„	ef.c./cf (32)	364	170 198	96 128
Pierderi suplimentare	p_s	„	ef.c.	94,4	73,5	58
Pierderi totale	$\sum p$	„	„	730,8	536,1	502,7

*) În calculul variantei 1 s-au avut în vedere indicațiile din [5].

5. Pentru concretizarea concluziilor stabilite la punctele 1—4 în tabela 3 (dată în anexă), s-au indicat datele de calcul ale unei mașini de o anumită putere la valori variabile ale pînzei de curent. În tabela 3 sînt indicate datele efective de calcul ca și cele care rezultă prin utilizarea expresiilor introduse în lucrare pentru definirea legii de variație a diferiților parametri ai mașinii. Din comparația rezultatelor, stabilite în cele două moduri, rezultă că erorile determinate de expresiile aproximative introduse nu depășesc în general $\pm$ 10% și că deci acestea pot fi utilizate cu suficientă exactitate în analiza influenței variației pînzei de curent asupra caracteristicilor tehnico-economice ale mașinii.

6. Pe baza analizei făcută în lucrare se pot stabili următoarele concluzii cu caracter general:

a) aplicarea sistemului de răcire direct la mașinile de putere mijlocie, mare și foarte mare oferă posibilitatea creșterii în limite largi a pînzei și densității de curent;

b) la variații ale pînzei și densității de curent în limite de ordinul a 1—2,5 (u.r.) se pot obține mașini cu greutăți specifice ale materialelor active mult micșorate; randamentul acestor mașini poate fi superior sau egal cu cel al mașinilor la care pînza și densitatea de curent iau valori curent admise în proiectarea mașinilor cu sistem de răcire clasic;

c) la variații ale pînzei și densității de curent în limitele arătate, parametrii funcționali ai mașinii pot fi obținuți comparabili cu cei întîlniți în prezent în mod curent în practică; mașinile cu încărcări electromagnetice ridicate se vor comporta din punct de vedere funcțional analog cu mașinile cu sistem de răcire clasic și valori ale pînzei și densității de curent relativ mici;

d) un factor limitativ determinant în aplicarea sistemului de răcire direct, neanalizat în lucrare, îl constituie modificările constructive ale mașinii, necesitate de trecerea la răcirea directă; acest factor poate fi analizat însă doar în fiecare caz concret în parte;

e) rezultatele stabilite au valabilitate principială generală și pot fi utilizate pentru orientare în proiectarea curentă a mașinilor electrice sincrone.

ИЗМЕНЕНИЕ ТЕХНИКО-ЭКОНОМИЧЕСКИХ ПОКАЗАТЕЛЕЙ СИНХРОННОЙ МАШИНЫ С СИСТЕМОЙ НЕПОСРЕДСТВЕННОГО ОХЛАЖДЕНИЯ

КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ

Использование системы непосредственного охлаждения дает возможность увеличить электромагнитную нагрузку машины; вследствие того, что увеличение индукции ограничивается допускаемым насыщением машины, остается изменять, в довольно широких пределах линейную нагрузку и плотность тока. В работе анализируется влияние изменения линейной нагрузки и плотности тока на рабочие параметры машины (реактивные сопротивления, постоянные времени и пр.), на активные материалы и на к.п.д. машины.

Поскольку система непосредственного охлаждения представляет интерес как для мощных машин, так и для машин средней мощности, в работе производится анализ в двух различных вариантах: при заданной постоянной мощности машины и при заданных постоянных размерах машины.

На основании проведенного в работе анализа автор приходит к заключению, что линейная нагрузка и плотность тока могут изменяться в пределах порядка 1—2,5 (в относительных единицах), не ухудшая рабочей характеристики машины; удельный объем активных материалов значительно понижается, а к.п.д. машины можно получить не ниже, а часто даже и выше к.п.д. машин с классической системой охлаждения.

Сделанные в работе выводы являются справедливыми в общем и принципиально могут быть использованы в качестве ориентировочной документации при обычной проектировке синхронных машин.

ОБЪЯСНЕНИЕ РИСУНКОВ

Рис. 1. — Кривая $x_a = f(A)$ на $\delta = \text{const}$.
Рис. 2. — Кривая $\theta_{es} = f(A)$ на $\delta = \text{const}$.
Рис. 3. — Кривые $x_s = f_1(A)$ и $x_a = f_2(A)$.
Рис. 4. — Кривые $x_d = f_1(A)$ и $x_a = f_2(A)$.
Рис. 5. — Кривая $x_d' = f(A)$.
Рис. 6. — Кривые $\Sigma_p = f(A)$ на K_{cu} — переменном.

VARIATION DES INDICES TECHNIQUES ET ÉCONOMIQUES DE LA MACHINE SYNCHRONE À REFROIDISSEMENT DIRECT

RÉSUMÉ

Le système de refroidissement direct offre la possibilité d'augmenter les charges électromagnétiques de la machine ; l'augmentation de l'induction étant limitée par la saturation admissible de la machine, seules la nappe et la densité du courant peuvent être variées entre des limites assez larges. L'auteur analyse l'influence exercée par la variation de la nappe et de la densité du courant sur les paramètres de fonctionnement de la machine (réactances, constantes de temps, etc.), sur les matériaux actifs et sur le rendement de la machine.

Comme le système de refroidissement direct peut, en outre, intéresser les machines de grande et de moyenne puissance, l'auteur en étudie deux variantes distinctes, qui s'appliquent soit à une puissance donnée constante de la machine, soit à des dimensions données constantes de celle-ci.

En vertu des résultats de cette analyse, l'auteur arrive à la conclusion que la nappe et la densité du courant peuvent être variées entre des limites allant de 1 à 2,5 unités relatives, sans empirer les caractéristiques fonctionnelles de la machine ; le volume spécifique des matériaux actifs

est sensiblement réduit et l'on peut obtenir un rendement supérieur ou au moins égal aux rendements des machines utilisant le système classique de refroidissement.

Les conclusions établies sont valables, en principe, d'une manière générale et peuvent fournir des indications utilisables dans l'élaboration courante des projets de machines synchrones.

EXPLICATION DES FIGURES

Fig. 1. — Courbe $x_a = f(A)$, pour δ = constante.
Fig. 2. — Courbe $\theta_{es} = f(A)$, pour δ = constante.
Fig. 3. — Courbes $x_s = f_1(A)$ et $x_a = f_2(A)$.
Fig. 4. — Courbes $x_d' = f_1(A)$ et $x_a = f_2(A)$.
Fig. 5. — Courbe $x_d' = f(A)$.
Fig. 6. — Courbes $\sum p = f(A)$ pour K_{Cu} variable.

BIBLIOGRAFIE

1. C. E. KILBOURNE, *Discussion of Supercharged Hydrogen Cooling of Generators.* AIEE Trans., **71**, III, (1952).
2. B. M. CAIN, D. HARRINGTON, *The Design and Performance of Modern Large Turbine-Generators.* Power Apparatus and Systems, *25* (1956).
3. W. L. RINGLAND, *Progrès relatifs au refroidissement des générateurs, réalisés aux Etats-Unis.* CIGRE, Raport nr. 127 (1956).
4. C. APETREI, *Considerații asupra problemelor de încălzire și răcire a mașinilor sincrone.* Revista institutului politehnic București, 2 (1958).
5. I. M. POSTNICOV, *Proiectarea mașinilor electrice.* Ediția în limba rusă, 1952.

MODELIZAREA ELECTRODINAMICĂ A MAŞINII ASINCRONE TRIFAZATE*)

DE

C. V. BĂLĂ

Comportarea în serviciu a maşinilor asincrone şi influenţa acestora asupra funcţionării sistemului energetic poate fi cunoscută fie experimental, urmărind funcţionarea maşinilor asincrone în cele mai diferite regimuri şi cele mai variate condiţii ale sistemului electroenergetic, fie studiind pe modele şi rezolvînd ecuaţiile de funcţionare ale maşinii asincrone. Modelele prezintă avantajul unei economii importante de materiale şi energie, însă nu pot fi extinse pentru reproducerea în detaliu a sistemului.

La Institutul de energetică al Academiei R.P.R. s-a studiat şi în parte s-a şi construit, o unitate de modelizare electrodinamică, prin care se reproduc caracteristicile unei unităţi reale (de 5—30 MVA) dintr-o centrală compusă din maşina primară, generatorul sincron, excitatoare, transformator, linie, regulator automat de tensiune şi de frecvenţă etc. S-a pus problema modelizării la aceeaşi scară şi a unei maşini asincrone.

Trebuie menţionat faptul că despre modelizarea maşinii sincrone au fost publicate cîteva lucrări [1], [2], în schimb despre modelizarea maşinii asincrone nu cunoaştem să se fi publicat vreo lucrare.

În lucrarea de faţă, pe baza ecuaţiilor tensiunilor şi cuplurilor maşinii asincrone, stabilite în anumite condiţii simplificatoare, se arată importanţa modelizării maşinii asincrone, se precizează gama de maşini care trebuie modelate şi se deduc cîteva concluzii cu privire la posibilitatea de modelizare electrodinamică a maşinii asincrone de construcţie obişnuită.

I. ECUAŢIILE TENSIUNILOR ŞI CUPLURILOR MAŞINII ASINCRONE

Scriem ecuaţiile tensiunilor maşinii asincrone, care sînt valabile atît în regim staţionar cît şi în regim tranzitoriu în următoarele ipoteze simplificatoare :

a) parametrii pe fază ai înfăşurărilor (rezistenţele, inductivităţile) sînt constanţi în toate regimurile de funcţionare, iar inductivitatea mutuală dintre înfăşurările inductorului şi statorului variază în funcţie de

*) Lucrare prezentată Institutului de energetică la data de 14 aprilie 1959.

unghiul format de axele lor, după o cosinusoidă. Prin această ipoteză am precizat și domeniul de funcționare care ne interesează și anume domeniul vitezelor mari (aproape de viteza sincronă), unde se pot lua aproximativ constanți și parametrii mașinilor asincrone cu rotorul în colivie sau avînd înfășurarea rotorului executată din bare înalte.

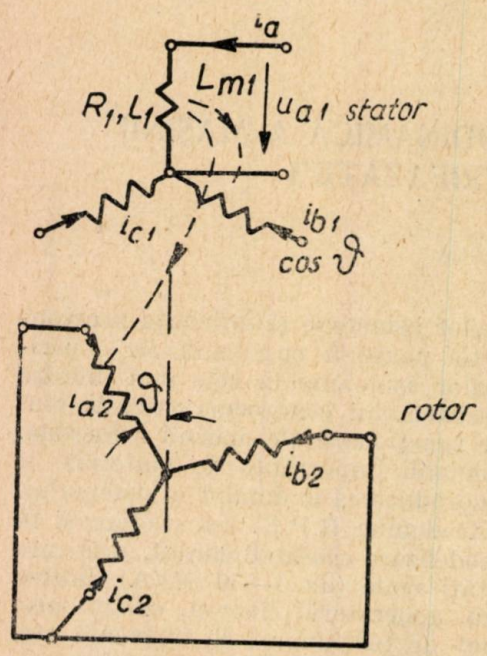


Fig. 1. — Schemele înfășurărilor mașinii asincrone.

b) mașina este trifazată și simetrică atît în stator, cît și în rotor; în general mașinile asincrone mari au rotorul bobinat (avînd același număr de faze în rotor și în stator), iar mașinile de puteri mici cu colivie sau bare înalte în rotor pot fi reduse la mașinile cu rotorul bobinat.

c) mașina asincronă are o singură alimentare (în stator de exemplu); prin aceasta se exclud cazurile foarte rare și deci deocamdată neinteresante ale mașinilor asincrone cu dublă alimentare.

d) se neglijează pierderile în fier și pierderile suplimentare.

Fie R_1, L_1 și R_2, L_2 rezistența și inductivitatea pe fază a înfășurării statorului, respectiv a rotorului, iar L_{m1} și L_{m2} inductivitatea mutuală dintre fazele statorului, respectiv ale rotorului. Fie L_m inductivitatea mutuală maximă dintre una din fazele înfășurării din stator și o fază corespunzătoare a înfășurării din rotor (fig. 1).

Fie u_{a1}, u_{b1}, u_{c1} tensiunile de alimentare pe fază ale înfășurărilor din stator iar i_{a1}, i_{b1}, i_{c1}, respectiv i_{a2}, i_{b2}, i_{c2}, curenții pe fază din stator, respectiv din rotor.

Ecuațiile tensiunilor în coordonatele fazelor fixe față de stator, respectiv față de rotor [3], [4], [5], [6], [7] sînt

$$\begin{array}{|c|c|} \hline u_{a1} \\ \hline u_{b1} \\ \hline u_{c1} \\ \hline 0 \\ \hline 0 \\ \hline 0 \\ \hline \end{array} = \begin{array}{c|} \\ a_1 \\ b_1 \\ c_1 \\ a_2 \\ b_2 \\ c_2 \end{array} \begin{array}{|c|c|c|c|c|c|} a_1 & b_1 & c_1 & a_2 & b_2 & c_2 \\ \hline R_1 + DL_1 & DL_{m1} & DL_{m1} & DL_m \cos\vartheta & DL_m \cos(\vartheta-\rho) & DL_m \cos(\vartheta+\rho) \\ \hline DL_{m1} & R_1 + DL_1 & DL_{m1} & DL_m \cos(\vartheta+\rho) & DL_m \cos\vartheta & DL_m \cos(\vartheta-\rho) \\ \hline DL_{m1} & DL_{m1} & R_1 + DL_1 & DL_m \cos(\vartheta-\rho) & DL_m \cos(\vartheta+\rho) & DL_m \cos\vartheta \\ \hline DL_m \cos\vartheta & DL_m \cos(\vartheta+\rho) & DL_m \cos(\vartheta-\rho) & R_2 + DL_2 & DL_{m2} & DL_{m2} \\ \hline DL_m \cos(\vartheta-\rho) & DL_m \cos\vartheta & DL_m \cos(\vartheta+\rho) & DL_{m2} & R_2 + DL_2 & DL_{m2} \\ \hline DL_m \cos(\vartheta+\rho) & DL_m \cos(\vartheta-\rho) & DL_m \cos\vartheta & DL_{m2} & DL_{m2} & R_2 + DL_2 \\ \hline \end{array} \times \begin{array}{|c|} \hline i_{a1} \\ \hline i_{b1} \\ \hline i_{c1} \\ \hline i_{a2} \\ \hline i_{b2} \\ \hline i_{c2} \\ \hline \end{array}, \qquad (1')$$

unde $D=\frac{d}{dt}$, $\rho=\frac{2\pi}{3}$ iar ϑ este unghiul dintre axele înfăşurărilor din stator şi rotor.

Cuplul mecanic instantaneu de origine electromagnetică este

$$M=\sum_{k,k'=a,b,c} i_k\, i_{k'}\, \frac{d}{dt} L_m \cos \vartheta_{kk'}$$

iar ecuaţia cuplurilor maşinii asincrone este

$$\Theta \frac{d^2\vartheta}{dt^2} + M = M_r, \tag{2}$$

unde M_r este cuplul instantaneu rezistent iar Θ momentul de inerţie al maselor învîrtitoare.

În teoria maşinilor electrice nu se operează însă cu inductivităţile proprii ale fazelor, ci cu inductivităţile totale în care sînt incluse şi inductivităţile ciclice. De aceea, vom exprima ecuaţiile tensiunilor şi ecuaţia cuplurilor în alt sistem de coordonate în care apar *evident* aceste inductivităţi ciclice. Unul din aceste sisteme de coordonate este şi sistemul α, β, 0, fix faţă de cîmpul învîrtitor statoric, şi în cele ce urmează ne vom referi la aceste sisteme.

Să scriem mai întîi ecuaţiile tensiunilor într-o formă restrînsă

$$\begin{vmatrix} u_1 \\ 0 \end{vmatrix} = \begin{vmatrix} Z_{11} & Z_{12} \\ Z_{21} & Z_{22} \end{vmatrix} \times \begin{vmatrix} i_1 \\ i_2 \end{vmatrix} \tag{1''}$$

unde

$$\| u_1 \| = \begin{vmatrix} u_{a1} \\ u_{b1} \\ u_{c1} \end{vmatrix}, \| i_1 \| = \begin{vmatrix} i_{a1} \\ i_{b1} \\ i_{c1} \end{vmatrix}, \| i_2 \| \begin{vmatrix} i_{a2} \\ i_{b2} \\ i_{c2} \end{vmatrix}$$

iar $\|Z_{11}\|$, $\|Z_{12}\|$, $\|Z_{21}\|$ şi $\|Z_{22}\|$ sînt matricele impedanţelor proprii ale statorului, ale rotorului şi ale impedanţelor mutuale dintre stator şi rotor.

Matricele de transformare a tensiunilor şi curenţilor dintr-un sistem de coordonate ale fazelor în sistemul de coordonate α, β, 0 care se roteşte cu viteza $n'=\frac{1}{2\pi}\cdot\frac{d\vartheta'}{dt}$ faţă de sistemul de coordonate ale fazelor este

$$\| C \| = \frac{2}{3} \begin{array}{c} \\ \alpha \\ \beta \\ 0 \end{array} \begin{vmatrix} \cos\vartheta' & \cos(\vartheta'+\rho) & \cos(\vartheta'-\rho) \\ \sin\vartheta' & \sin(\vartheta'+\rho) & \sin(\vartheta'-\rho) \\ \frac{1}{2} & \frac{1}{2} & \frac{1}{2} \end{vmatrix}$$

iar matricea inversă este

$$\| C \|^{-1} = \begin{array}{c|c|c|c} & \alpha & \beta & 0 \\ \hline a & \cos \vartheta' & \sin \vartheta' & 1 \\ \hline b & \cos (\vartheta' + \rho) & \sin (\vartheta' + \rho) & 1 \\ \hline c & \cos (\vartheta' - \rho) & \sin (\vartheta' - \rho) & 1 \end{array}.$$

Matricea de transformare $\| C_1 \|$ a tensiunilor și curenților din stator din sistemul de coordonate ale fazelor într-un sistem α, β, 0 fix față de cîmpul învîrtitor rezultat din regim staționar se obține din matricea $\| C \|$ înlocuind unghiul ϑ' cu unghiul ωt; pentru mărimile din rotor se înlocuiește ϑ' prin unghiul $\omega_2 t = (\omega t - \vartheta)$ (ω este pulsația tensiunilor de alimentare).

Sistemul (1′) devine

$$\begin{vmatrix} u_1' \\ \hline 0 \end{vmatrix} = \begin{array}{c|c} \| C_1 \| \cdot \| Z_{11} \| \cdot \| C_1 \|^{-1} & \| C_1 \| \cdot \| Z_{12} \| \cdot \| C_2 \|^{-1} \\ \hline \| C_2 \| \cdot \| Z_{21} \| \cdot \| C_1 \|^{-1} & \| C_2 \| \cdot \| Z_{22} \| \cdot \| C_2 \|^{-1} \end{array} \times \begin{vmatrix} i_1' \\ \hline i_2' \end{vmatrix}. \qquad (1''')$$

Efectuînd transformările menționate, sistemul de ecuații al tensiunilor exprimate în coordonatele α, β, 0 fix față de cîmpul învîrtitor din mașină, este

$$\begin{array}{c|c|c|c|c|c|c|c|c|c} & & \alpha_1 & \beta_1 & 0_1 & \alpha_2 & \beta_2 & 0_2 & & \\ \hline U_{\alpha 1} & \alpha_1 & R_1 + L_{01} D & L_{01} [D\omega t] & 0 & L_{m0} D & L_{m0} [D\omega t] & 0 & I_{\alpha 1} & \\ \hline U_{\beta 1} & \beta_1 & -L_{01} [D\omega t] & R_1 + L_{01} D & 0 & -L_{m0} [D\omega t] & L_{m0} D & 0 & I_{\beta 2} & \\ \hline U_{01} & 0_1 & 0 & 0 & R_1 + (L_{01} + 3L_{m1}) D & 0 & 0 & 0 & I_{01} & \\ \hline 0 & \alpha_2 & L_{m0} D & L_{m0} [D\omega_2 t] & 0 & R_2 + L_{02} D & L_{02} [D\omega_2 t] & 0 & I_{\alpha 2} & \\ \hline 0 & \beta_2 & -L_{m0} [D\omega_2 t] & L_{m0} D & 0 & -L_{02} [D\omega_2 t] & R_2 + L_{02} D & 0 & I_{\beta 2} & \\ \hline 0 & 0_2 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & R_2 + (L_{02} + 3L_{m2}) D & I_{02} & \end{array}, \qquad (1)$$

unde ω, ω_2 sînt pulsațiile curenților din stator, respectiv din rotor,

$L_{01} = L_1 - L_{m1} = \pounds_{11} + L_{d1}$ este inductivitatea totală a unei faze din stator, adică suma dintre inductivitatea ciclică $\pounds_{11}$ și inductivitatea de dispersie L_{d1},

$L_{02} = L_2 - L_{m2} = \pounds_{22} + L_{d2}$ este inductivitatea totală a unei faze din rotor,

$L_{m0} = \frac{3}{2} L_m = \pounds_{12} = \pounds_{21}$ este inductivitatea ciclică mutuală dintre înfășurările statorului și rotorului,

$L_{01} + 3L_{m1}$ și $L_{02} + 3L_{m2}$ sînt inductivitățile homopolare ale înfășurărilor din stator, respectiv din rotor.

În noul sistem de coordonate, cuplul mecanic de origine electromagnetică are expresia

$$M = \frac{3}{2} I_{\alpha 1}\, I_{\beta 2}\, L_{m0} - \frac{3}{2}\, I_{\beta 1}\, I_{\alpha 2}\, L_{m0}.$$

Notînd cu $u_{\alpha 1}, u_{\alpha 2}, \ldots, i_{\alpha 1}, i_{\alpha 2}, \ldots, l_{01}, l_{02}, \ldots, m, m_r$, tensiunile, curenții, inductivitățile, respectiv cuplul în unități relative (în raport cu mărimile nominale din regim simetric), ecuațiile tensiunilor și ecuația cuplurilor devin

$$\begin{vmatrix} u_{\alpha 1} \\ u_{\beta 1} \\ u_{01} \\ 0 \\ 0 \\ 0 \end{vmatrix} = \begin{vmatrix} r_1 + l_{01} D & l_{01} [D\omega t] & 0 & l_{m0} D & l_{m0} [D\omega t] & 0 \\ -l_{01} [D\omega t] & r_1 + l_{01} D & 0 & -l_{m0} [D\omega t] & l_{m0} D & 0 \\ 0 & 0 & r_1 + (l_{01} + 3l_{m1}) D & 0 & 0 & 0 \\ l_{m0} D & l_{m0} [D\omega_2 t] & 0 & r_2 + l_{02} D & l_{02} [D\omega_2 t] & 0 \\ -l_{m0} [D\omega_2 t] & l_{m0} D & 0 & -l_{02} [D\omega_2 t] & r_2 + l_{02} D & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & r_2 + (l_{02} + 3l_{m2}) D \end{vmatrix} \times \begin{vmatrix} i_{\alpha 1} \\ i_{\beta 1} \\ i_{01} \\ i_{\alpha 2} \\ i_{\beta 2} \\ i_{02} \end{vmatrix}, \tag{1a}$$

c. 3783

$$\frac{\Theta}{M_n} \cdot \frac{d^2\vartheta}{dt^2} + m = m_r, \tag{1b}$$

unde M_n este cuplul nominal al mașinii,

$m = i_{\alpha 1}\, i_{\beta 2} - i_{\beta 1}\, i_{\alpha 2}$,

$m_r = \frac{M_r}{M_n}$.

În ipoteza că tensiunile de alimentare sînt cunoscute, ecuațiile tensiunilor și ecuația cuplurilor determină necunoscutele $i_{\alpha 1}, i_{\beta 1}, i_{01}, i_{\alpha 2}, i_{\beta 2}, i_{02}$ și ϑ, dacă se cunosc datele constructive ale mașinii și cuplul rezistent m_r.

II. MODELIZAREA ELECTRODINAMICĂ A UNEI MAȘINI ASINCRONE

În cazul cel mai general, comportarea unei mașini asincrone, simetrică din punctul de vedere al permeanțelor, este descrisă de un sistem de ecuații diferențiale de gradul 8, în care intervin 6 produse dacă frecvența tensiunii rețelei este constantă. Rezolvarea problemelor de regimuri

tranzitorii în cele mai generale cazuri pe o mașină de calcul automată de tip analogic ar implica imobilizarea prea multor elemente, în deosebi cînd se pune problema modelizării mai multor mașini asincrone.

Modelizarea electrodinamică necesită însă mașini proiectate special, în vederea reproducerii parametrilor întîlniți la mașinile asincrone de puteri mari, pe o mașină asincronă mică, fiindcă, evident, numai în acest caz această problemă prezintă un interes economic. În acest scop trebuie stabilite relațiile dintre parametrii mașinii și puterea nominală la solicitări electrice, magnetice, termice și mecanice date; apoi trebuie examinată posibilitatea reproducerii parametrilor unei mașini de putere mare în funcție de condițiile inițiale ale problemei.

Parametrii care trebuie examinați în cazul general sînt

— rezistențele înfășurărilor r_1 și r_2,

— inductivitățile ciclice proprii l_{11} și l_{22}, respectiv inductivitățile ciclice mutuale l_{12} și l_{21},

— inductivitățile de dispersie l_{d1} și l_{d2},

— inductivitățile homopolare $l_0 + 3l_{m1}$ și $l_0 + 3l_{m2}$,

— momentul de inerție relativ $\frac{\Theta}{M_n}$.

Vom stabili mai întîi expresiile rezistențelor, inductivităților ciclice și de dispersie și expresia momentului de inerție în funcție de dimensiunile mașinii și solicitările electrice și magnetice ale mașinii.

Dată fiind importanța redusă a regimurilor în care intervin și reactanțele homopolare, nu ne vom opri asupra acestora.

Impedanța nominală la care vom raporta rezistențele și reactanțele este definită astfel,

$$Z_n = \frac{U_n}{I_n} \approx \frac{U_e}{I_n}.$$

Exprimînd pe U_e și I_n în funcție de inducția magnetică B_δ și pătura de curent A și de dimensiunile mașinii, impedanța nominală [8] se poate scrie

$$Z_n = \frac{8{,}88}{\pi} m_1 f_1 \frac{(w_1 \xi_1)^2 l_i B_\delta}{pA},$$

unde m_1 este numărul de faze din stator, f_1 frecvența, w_1 numărul de spire, ξ_1 factorul de înfășurare, p numărul de perechi de poli iar l_i lungimea ideală a mașinii.

1. *Rezistența pe fază a înfășurării statorului* are expresia

$$R_1 = \rho \frac{l_{w1} w_1}{s_{cu1}} = 4 m_1 \rho \frac{w_1^2 (l_i + a_1 \tau)}{\pi DA} \xi_1 J_1,$$

unde ρ este rezistivitatea conductorului, s_{cu1} secțiunea iar l_{w1} lungimea medie.

Exprimînd lungimea ideală l_i în funcție de pasul polar τ și de factorul λ și anume $l_i = \tau\lambda$, se obține pentru rezistența R_1 expresia

$$R_1 = 4\, m_1\, \rho\, \frac{w_1^2}{pA}\, (\lambda + a_1)\, \xi_1\, J_1.$$

Raportată la impedanța nominală, rezistența devine

$$r_1 = \frac{R_1}{Z_n} = \frac{\pi}{2{,}22}\, \rho\, \frac{1}{f_1} \cdot \frac{J_1\,(\lambda + a_1)}{\xi_1\, B_\delta\, l_i}. \tag{3}$$

2. *Rezistența pe fază a înfășurării rotorului* raportată la stator și exprimată în unități relative are expresia

$$r_2 = \frac{\pi}{2{,}22}\, \rho\, \frac{1}{f_1}\, \frac{J_2\,(\lambda + a_2)}{\xi_2\, B_\delta\, l_i}. \tag{4}$$

3. *Inductivitățile ciclice* ale înfășurărilor din rotor și stator, respectiv inductivitatea mutuală dintre stator și rotor, au expresii identice, cînd sînt raportate la stator,

$$\pounds_{11} = 2{,}54.10^{-7}\, \frac{m_1}{p} \cdot \frac{\tau\, l_i}{\delta''}\, (w_1\, \xi_1)^2,$$

unde δ'' este întrefierul echivalent al mașinii asincrone.

În unități relative (de impedanță nominală) se obține

$$l_{11} = 0{,}9.10^{-7}\, \frac{\tau A}{f\, B_\delta\, \delta''}. \tag{5}$$

S-a considerat că δ'' este întrefierul echivalent prin care se ține seama atît de crestături, cît și de tensiunea magnetică din fier.

4. *Inductivitatea de dispersie a statorului* corespunde fluxurilor de dispersie diferențiale, de dispersie ale crestăturilor și ale capetelor de bobină.

Expresia acestei inductivități depinde de dimensiunile mașinilor, dar și de tipul de înfășurare, de forma crestăturii etc.; expresia inductivității de dispersie a statorului este

$$L_{d1} = 2{,}54.10^{-7} \left[\sigma_{101}\, (w_1\, \xi_1)^2\, \frac{\tau\, l_i}{p\delta''} + w_1^2\, \frac{l_i\, \lambda_{c1}}{pq_1} + w_1^2\, \frac{l_i\, \lambda'_{f1}}{p} \right],$$

unde σ_{101} este coeficientul de dispersie diferențială iar λ_{c1} și λ'_{f1} sînt permeanțele de dispersie (a crestăturii, respectiv a capetelor de bobine).

În unități relative, inductivitatea are expresia

$$l_{d1} = 0{,}9.10^{-7}\, \frac{1}{f_1} \left[\sigma_{101}\, \frac{\tau A}{B_\delta\, \delta''} + \frac{A\, \lambda_{c1}}{\xi_1^2\, B_\delta\, q_1} + \frac{A\, \lambda'_{f1}}{\xi_1^2\, B_\delta} \right]$$

sau

$$l_{d1} = 0{,}9.10^{-7}\, \frac{1}{f_1} \cdot \frac{A}{B_\delta} \left[\sigma_{101}\, \frac{\tau}{\delta''} + \frac{\lambda_{c1}}{\xi_1^2\, q_1} + \frac{\lambda'_{f1}}{\xi_1^2} \right]. \tag{6}$$

5. *Inductivitatea de dispersie a rotorului* are o expresie analoagă

$$l_{d2} = 0{,}9.10^{-7} \frac{1}{l_1}\left[\sigma_{102}\frac{\tau}{\delta''} + \frac{\lambda_{c2}}{\xi_2^2 q_2} + \frac{\lambda'_{f2}}{\xi_2^2}\right].$$

6. *Momentul de inerție se află* aproximînd rotorul printr-un volan de diametru D și lungime l_i și este

$$\Theta = \frac{\rho}{32}\pi l_i D^4,$$

unde ρ este densitatea rotorului.

Raportat la cuplul nominal, acesta devine

$$\Theta_a = \frac{\Theta}{M_n} = \frac{\frac{\rho}{16}\pi l_i D^4}{\sigma\frac{\pi}{2}D^2 l_i} = \frac{\rho}{16}\cdot\frac{D^2}{\sigma}, \tag{7}$$

unde $\sigma = 1{,}11\ AB_\delta$.

Să interpretăm relațiile prezentate mai sus pentru rezistențele și inductivitățile mașinii, respectiv pentru momentul de inerție. În figurile 2, 3 și 4 am reprezentat aproximativ acești parametri în funcție de dimensiunile principale ale mașinilor electrice; aceste curbe se referă la mașinile de putere mijlocie și mare.

Nu am reprezentat și curbele inductivităților de dispersie în funcție de dimensiunile mașinii, întrucît aceste inductivități se pot modeliza cu ușurință prin mijloace relativ simple.

Din figura 2 constatăm că rezistențele înfășurărilor mașinilor scad o dată cu creșterea dimensiunilor mașinii, respectiv a puterii. Mașinile asincrone de putere mică au însă și inductivități ciclice mari (fig. 3) în raport cu mașinile mai mari de același diametru însă la care lungimea este alta. În schimb, o dată cu creșterea diametrului inductivitățile ciclice cresc întrucîtva.

Din figura 4 rezultă că mașinile mici de puteri sub 50 kW au momentul de inerție mic iar la mașinile de puteri mari și deci de dimensiuni mari, momentul de inerție crește cu pătratul diametrului, deoarece pentru diametre $D > 0{,}2$ [m], efortul specific σ_s variază în limite restrînse.

Din cele de mai sus se desprind următoarele concluzii:

— La mașinile de puteri mici, constantele electromagnetice sînt mai mici decît la mașinile mari, întrucît rezistențele sînt mai mari; momentele de inerție sînt însă mici și deci și constantele mecanice de timp sînt mici.

Mașinile de puteri mici nu pot avea deci o influență determinată asupra sistemului electroenergetic și modelizarea lor este neinteresantă.

— Mașinile de puteri mari și viteze mari au constantele electromagnetice mari; de asemenea, la aceste mașini și constantele mecanice de timp au valori mari. Modelizarea lor este însă posibilă prin mașini construite special, echipate cu compensatoare de rezistență în stator și rotor, spre a modeliza fidel rezistențele înfășurărilor. O asemenea soluție este însă

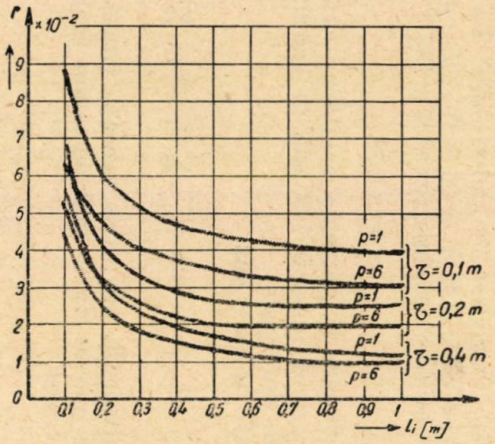


Fig. 2. — Rezistența r a unei faze funcție de lungimea ideală l_i la $\tau = \text{const.}$

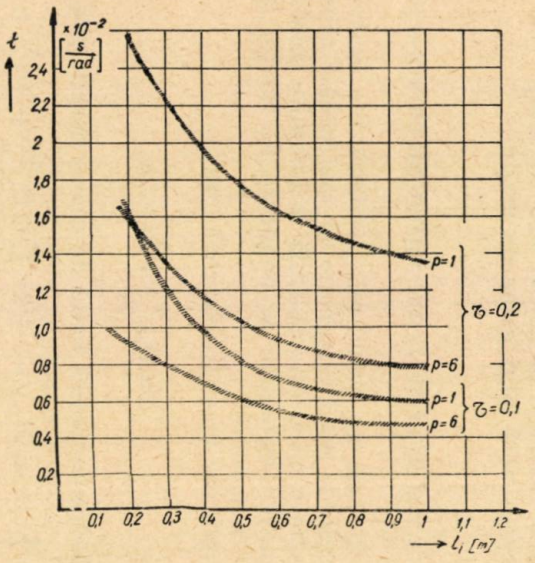


Fig. 3. — Inductivitatea ciclică a unei faze funcție de lungimea ideală l_i la $\tau = \text{const.}$

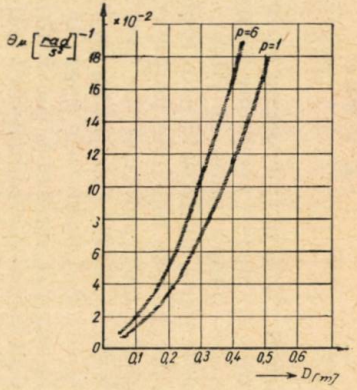


Fig. 4. — Momentul de inerție Θ_u funcție de diametrul mașinii D.

costisitoare, mai ales dacă se ține seama că în acest fel nu se poate modeliza un număr mare de mașini asincrone de puteri și viteze diferite.

— Mașinile de puteri mari și viteze mici diferă de mașinile de puteri mici și viteze mari, în deosebi prin momentul de inerție. Deci mașinile mici pot să modelizeze mașinile de puteri mari dacă se echipează cu volane dimensionate corespunzător în vederea măririi momentului de inerție, modelizîndu-se astfel constanța de inerție.

Dificultatea cea mai mare care apare în modelizarea electrodinamică o constituie și la mașina sincronă tot rezistențele înfășurărilor, întrucît în schemele de modelizare electrodinamică trebuie să se introducă rezistențe negative. Această metodă prezintă însă avantaje însemnate întrucît permite modelizarea unei largi game de mașini.

III. ECHIVALAREA MAI MULTOR MAȘINI ASINCRONE PRINTR-O SINGURĂ MAȘINĂ

În cazul în care în problema studiată nu interesează influența procesului tranzitoriu electromagnetic al motoarelor asincrone, datorită constantelor de timp mici, este posibilă în anumite condiții o echivalare a mai multor mașini asincrone de momente de inerție identice printr-o singură mașină asincronă.

Ecuația cuplurilor mașinii asincrone este

$$2\pi\,\Theta_{ui}\frac{dn_i}{dt}+m=m_x$$

Puterea electromagnetică luată de cele n mașini este

$$P_{em}=\sum 2\pi\,n_i\,M_{emi}=-2\pi\sum_{i=1,2,\ldots,n} n_i\Theta_i\frac{dn_i}{dt}+2\pi\sum_{i=1,2,\ldots,n} n_i\,M_{ri}.$$

a. *Echivalarea mașinilor de puteri mici.* La mașinile asincrone de puteri mici cuprinse între 3 KW și 50 KW, între efortul specific σ și diametrul mașinii D există aproximativ relația [8]*)

$$\sigma\approx cD^2.$$

Ecuația cuplurilor la mașinile asincrone cuprinse în gama menționată este aceeași dacă mașinile se află în condiții corespunzătoare iar vitezele de rotație sînt egale.

Se poate scrie în acest caz

$$P_{em}=-2\pi\,n\frac{dn}{dt}\sum\Theta_i+2\pi\,n\sum M_{ri}.$$

Mașina echivalentă va avea aceeași viteză ca mașinile originale iar momentul de inerție va fi egal cu suma momentelor de inerție ale mașinilor de echivalat.

*) p. 403.

b. *Echivalarea mașinilor de puteri mari.* Mașinile asincrone de puteri mari, identice și în condiții de funcționare asemănătoare, pot fi echivalate în același fel, printr-o singură mașină asincronă. Ecuațiile tensiunilor vor rămîne neschimbate. Mașina echivalentă va avea puterea electromagnetică egală cu suma puterilor mașinilor echivalate iar momentul de inerție egal cu suma momentelor de inerție ale mașinilor echivalate.

★

În încheiere menționăm principalele concluzii :

— Mașinile asincrone mici, și care au aceeași viteză, au constante electomagnetice mici iar constantele de timp mecanice nu variază în limite largi. De aceea, ele se pot echivala simplu și se pot modeliza printr-o mașină asincronă de putere egală cu suma puterilor mașinilor originale și de moment de inerție egal cu suma momentelor de inerție ale mașinilor de echivalat.

— Mașinile asincrone de puteri mari și de aceeași viteză se pot echivala simplu numai dacă acestea au puteri și viteze identice iar caracteristica sistemului acționat este aceeași.

— Mașinile asincrone de puteri mari și viteze mici se pot modeliza în principiu prin mașini asincrone de viteză mare.

Problema modelizării consumatorului de sarcină nu este însă epuizată prin studiul caracteristicilor care trebuie modelizate la mașina asincronă, întrucît în sistemul electroenergetic mai sînt și alte tipuri de receptoare rotative. Numărul și importanța lor este însă mult mai mică în raport cu cele de tip asincron. De asemenea, nu s-a studiat încă sistemul acționat de motorul asincron care poate avea diferite caracteristici statice (fie cuplul rezistent constant, fie puterea constantă, fie o caracteristică în care cuplul rezistent variază cu pătratul vitezei).

ЭЛЕКТРОДИНАМИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ТРЕХФАЗНОЙ АСИНХРОННОЙ МАШИНЫ

КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ

В схему электродинамических моделей включается также и асинхронные машины вращающегося приемника.

На основании уравнений напряжений и моментов асинхронной машины, выраженных в системе неподвижных координат относительно вращающегося магнитного поля, в первую очередь уточняются необходимые для модельной асинхронной машины основные параметры, а именно: сопротивления обмоток, индуктивности циклические и рассеяния, а также и момент инерции машины. В дальнейшем, для вывода заключений относительно проектирований новых моделей машины, эти параметры даются в зависимости от заданных размеров машины.

Что касается моделирования нескольких асинхронных машин с помощью лишь одной машины, можно сделать следующее уточнение: маломощные машины, а также и одинаковые машины любой мощности могут быть моделированы с соответствующей одной машиной.

ОБЪЯСНЕНИЕ РИСУНКОВ

Рис. 1. — Схемы обмоток асинхронных машин.
Рис. 2. — Сопротивление r одной фазы в фазах идеальной длины l_i при $\tau = \text{const}$.
Рис. 3. — Циклическая индуктивность одной фазы в зависимости от идеальной длины l_i при $\tau = \text{const}$.
Рис. 4. — Момент инерции Θ_u в зависимости от диаметра машины.

MODÈLE ÉLECTRODYNAMIQUE DE LA MACHINE ASYNCHRONE TRIPHASÉE

RÉSUMÉ

Les machines asynchrones fonctionnant comme récepteurs rotatifs sont comprises elles aussi dans les schémas des modèles électrodynamiques.

En vertu des équations des tensions et des couples de la machine asynchrone, exprimées dans un système de coordonnées non holonomes par rapport au champ tournant magnétique, l'auteur choisit d'abord les paramètres principaux que la machine asynchrone modèle doit reproduire. Ces paramètres sont : les résistances des enroulementes, les inductivités cycliques et de fuites — et le moment d'inertie de la machine. Ils sont ensuite exprimés en fonction des dimensions de la machine, afin d'en tirer des conclusions concernant l'élaboration du projet de la machine modèle.

Pour ce qui est de l'équivalence des machines asynchrones avec une seule machine, l'auteur fait la remarque que les machines de petite puissance, en général, ainsi que les machines identiques de n'importe quelle puissance peuvent être rendues équivalentes à une seule machine.

EXPLICATION DES FIGURES

Fig. 1. — Schémas des enroulements d'une machine asynchrone.
Fig. 2. — Résistance r d'une phase, en fonction de la longueur idéale l_i pour $\tau = \text{constante}$.
Fig. 3. — Inductivité cyclique d'une phase, en fonction de la longueur idéale l_i pour $\tau = \text{constante}$.
Fig. 4. — Moment d'inertie Θ_u, en fonction du diamètre D de la machine.

BIBLIOGRAFIE

1. C. APETREI, M. ELEFTERESCU, *Modelele electrodinamice ale sistemelor electroenergetice. Modelarea generatoarelor sincrone.* Studii şi cercetări de energetică, **6**, *3*, 311 (1956).
2. G. QUITTNER, *Die Grundprobleme der physikalischen Modellnachbildung von Synchrongeneratoren.* E. u. M., **75**, *3*, 45 (1958).

3. D. S. BRERETON, D.G. LEWIS, C. C. YOUNG, *Representation of induction motor loads during power-system stability studies.* AIEE Transactions, **76**, *III*, 451 (1957).
4. D. F. SHANKLE, C. M. MURPHY, R. W. LONG, E. L. HARDER, *Transient stability studies. I. Synchronous and induction machines.* AIEE Transactions, **73**, III B, 1954, 1563 (1954); Discuţii: C. CONCORDIA şi C. C. YOUNG, *idem*, 1578.
5. H. C. STANLEY, *An analysis of the induction motor.* AIEE Transactions, **57**, 751 (1938).
6. S. J. LEVINE, *An analysis of the induction motors.* El. Engineering AIEE, **54**, 526 (1935).
7. F. MANEA, *Ecuaţiile operaţionale generale ale maşinii asincrone.* Electrotehnica, *2*, 43 (1957).
8. R. RICHTER, *Elektrische Maschinen*, **IV**. *Die Induktionsmaschinen.* Ed. Birkhäuser, Basel-Stuttgart, 1954.

MAŞINA SERIE CU COLECTOR FOLOSITĂ ÎN REGIM DE COMPENSATOR DE REZISTENŢĂ
ÎNCERCĂRI EXPERIMENTALE *)

DE

C. V. BĂLĂ

Principiul de funcţionare a fost explicat în lucrările [1], [2]; fie un circuit format dintr-o rezistenţă R şi o bobină de inductivitate L, cu constanta de timp $T = \frac{L}{R}$. Pentru a mări constanta de timp a acestui circuit, se conectează în serie o maşină serie cu colector (fig. 1). Ecuaţia tensiunilor, scrisă în ipoteza că maşina serie are viteză constantă, este

$$u_b = u_e + (R + R')\, i + \\ + (L + L')\, \frac{di}{dt}. \qquad (1)$$

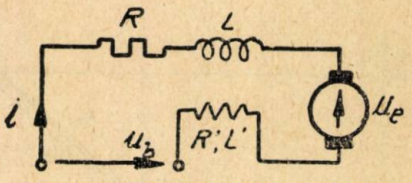


Fig. 1. — Circuitul $R.L$ în serie cu maşina serie cu colector.

Dacă maşina serie are caracteristica $u_e\,(i)$ rectilinie, se poate scrie

$$u_e = \pm\, R_e\, i. \qquad (2)$$

Ţinînd seama de această relaţie, ecuaţia (1) devine

$$u_b = (R + R' \mp R_e)\, i + (L + L')\, \frac{di}{dt}. \qquad (3)$$

Constanta de timp cu care se stabileşte curentul prin circuit cînd se aplică o tensiune continuă este

$$T = \frac{L + L'}{R + R' \mp R_e},$$

R' şi L'fiind mici faţă de R şi L.

*) Lucrare prezentată Institutului de energetică la data de 25 iunie 1959.

Se constată că, o dată cu creşterea pantei caracteristicii dreptei din ecuaţia (2), creşte şi constanta de timp a circuitului din figura 1. Maşina serie poate fi folosită atît pentru mărirea constantei de timp a circuitului, cît şi pentru micşorarea acesteia.

Compensatorul de rezistenţă experimentat a fost construit pentru grupul de modelizare electrodinamică de la Institutul de energetică şi anume este pentru a funcţiona în circuitul de excitaţie al generatorului sincron în vederea modelizării constantei de timp a acestui circuit.

CARACTERISTICELE STATICE ALE MAŞINII SERIE EXPERIMENTATE

Dintre caracteristicile statice, cele mai importante sînt :

— caracteristica de funcţionare în gol, din care se constată influenţa saturaţiei magnetice asupra liniarităţii rezistenţei negative (fig. 2, curba u_{b0}).

— caracteristica de funcţionare în sarcină, din care se constată în deosebi influenţa neliniarităţii periilor şi inconstanţei rezistenţei înfăşurărilor proprii din cauza încălzirii acestora (fig. 2, curba u_{bi}).

Caracteristicile statice au fost ridicate alimentînd independent înfăşurarea de excitaţie a compensatorului de rezistenţă.

Din caracteristica de funcţionare în gol se constată influenţa slabă a fenomenului de histerezis în cazul absenţei înfăşurării de premagnetizare ; menţionăm că datorită întrefierului mare ales, maşina prezintă atît la funcţionarea în gol cît şi la funcţionarea în sarcină o caracteristică liniară, în limitele admise de practică.

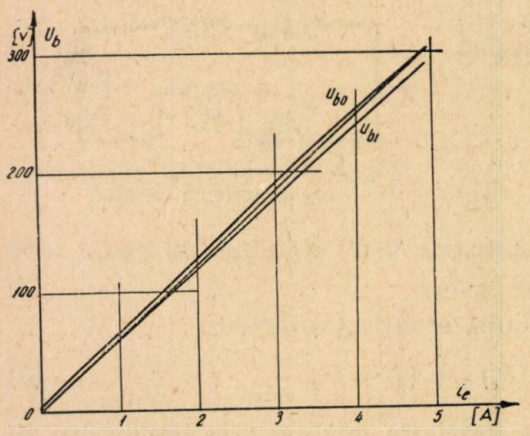


Fig. 2. — Caracteristicile de funcţionare în gol U_{b0} şi în sarcină (rezistenţa din circuitul de sarcină fiind menţinută constantă).

Din caracteristica de funcţionare în gol se poate calcula rezistenţa maximă a circuitului receptor, care poate fi compensată integral ; aceasta este

$$R = R_e - R' = \frac{u_{b0}}{i_e} - R'.$$

Cu maşina construită se poate compensa integral o rezistenţă externă de maximum 50 Ω (ceea ce coincide cu valoarea rezistenţei circuitului de excitaţie al generatorului sincron model, în ipoteza că funcţionează în regimul termic nominal).

CONSTANTA DE TIMP A COMPENSATORULUI DE REZISTENȚĂ

Cînd mașina serie funcționează în regim de compensator, inductivitatea înfășurării de excitație contribuie de fapt la mărirea inductivității de scăpări a înfășurării generatorului sincron în circuitul căreia se înseriază.

Constanta de timp proprie a fost determinata din oscilograma prezentată în figura 3 în care sînt date tensiunea aplicată la bornele înfășurării de excitație și tensiunea la bornele indusului.

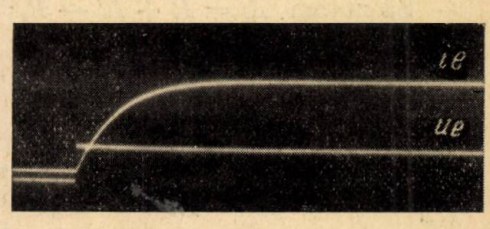


Fig. 3. — Oscilograma tensiunii u_e și curentului i_e de excitație.

Constanta de timp determinată este de 0,24 s. Rezistența circuitului de excitație fiind de 4,2 Ω, inductivitatea înfășurării de excitație este deci 1 Hy, adică 1,25% din inductivitatea totală a înfășurării de excitație a generatorului sincron, respectiv 8,5% din inductivitatea de dispersie.

Inductivitatea compensatorului de rezistență este deci mult mai mică decît inductivitatea circuitului de excitație al generatorului sincron.

COMPENSAREA REZISTENȚEI ÎNFĂȘURĂRII DE EXCITAȚIE A GENERATORULUI SINCRON

Experimentările au fost efectuate conform schemei din figura 4.

Constanta de timp T_{d0} a circuitului de excitație al generatorului sincron model cînd înfășurarea statorului este deschisă s-a determinat atît prin oscilografiere cît și prin citirea directă a valorilor indicate de

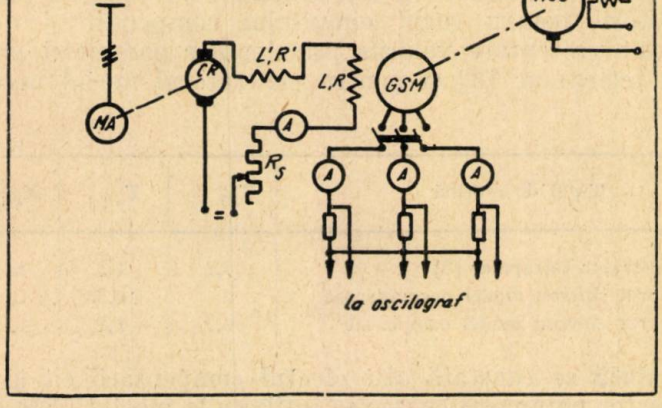


Fig. 4. — Schema conexiunilor pentru ridicarea oscilogramelor.

ampermetrul înseriat în acest circuit. Am stabilit anterior expresia constantei de timp pentru un circuit constituit din rezistență și inductivitate,

$$T_{d0} = \frac{L + L'}{R + R' + R_s - R_e}.$$

Să notăm $R_t = R + R' - R_s$; atunci

$$T_{d0} = \frac{L + L'}{R_t - R_e}.$$

Întrucît rezistența R_t a circuitului variază din cauza neliniarității rezistenței de trecere a periilor și din cauza dependenței rezistenței înfășurărilor de temperatură, factorul de compensare $k = \frac{R}{R_t - R_e}$ nu rămîne constant decît în anumite limite. În figura 5 am reprezentat grafic curba $T_{d0}(R_t)$, care este o hiperbolă echilateră, avînd una din asimptote $R_t = R_e$. Se constată că la compensări mari, cînd $R_t \to R_e$, constanta de timp T_{d0} crește spre infinit. Dar *mici variații ale rezistenței* R_t *conduc la variații foarte mari ale constantei de timp*, respectiv la *imprecizia* modelizării acestei constante.

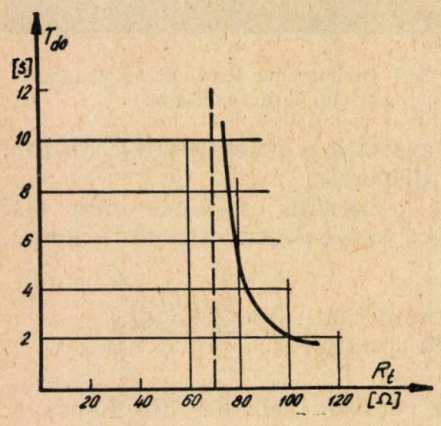


Fig. 5. — Curba $T_{d0}(R_t)$.

Evident, lucrurile se petrec analog și cu constanta de timp tranzitorie T'_d, deoarece și expresia acestei constante are la numitor rezistența circuitului compensat.

S-au ridicat oscilogramele (fig. 6) în cazul unui scurtcircuit trifazat brusc cu și fără compensare și din acestea s-au calculat constantele de timp tranzitorii pentru cazul circuitului compensat și necompensat. În tabelă sînt prezentate valorile principalilor parametri pentru turbogeneratorul tetrapolar [3] și pentru generatorul model necompensat și compensat.

Nr.	Tipul de mașină	T_{d0} [s]	T'_d [s]	X_d [u.r.]	X'_d [u.r.]
1	Turbogenerator tetrapolar [3]	6,2	1,3	1,1	0,25
2	Generatorul sincron model necompensat	2	0,33	1,05	0,2
3	Generatorul sincron model compensat	6,7	1,1	1,05	0,205

Din tabelă se constată atît efectul compensării cît și coincidența valorilor acestor parametri cu acelea întîlnite la mașini reale de acest tip.

Menţionăm că maşina sincronă experimentată de noi nu este echipată cu înfăşurare de amortizare iar polii inductori sînt executaţi din tole.

★

Concluzii. Caracteristica în sarcină a maşinii serie este rectilinie în limite largi şi permite ca această maşină să poată fi folosită ca rezistenţă negativă în circuitele electrice.

Întrucît această maşină prezintă o rezistenţă negativă constantă (tensiunea indusă depinde numai de curentul din indus), variaţiile rezisten-

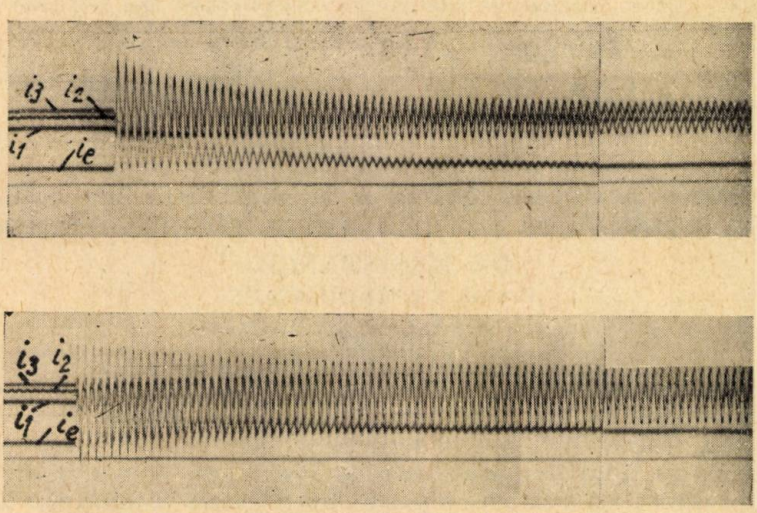


Fig. 6. — Oscilogramele curenţilor maşinii sincrone: *a*) circuitul de excitaţie nefiind compensat; *b*) circuitul de excitaţie fiind compensat.

ţei circuitului limitează gradul de compensare, pentru a se menţine caracteristicile reale ale circuitului (adică variaţia rezistenţelor de contact să fie neglijabilă faţă de rezistenţa totală a circuitului, iar dependenţa rezistenţei înfăşurărilor de temperatură să fie în limitele admise).

СЕРИЙНЫЕ ЭЛЕКТРИЧЕСКИЕ МАШИНЫ С КОЛЛЕКТОРОМ, ИСПОЛЬЗУЕМЫЕ КАК КОМПЕНСАТОР СОПРОТИВЛЕНИЯ. ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЕ ИСПЫТАНИЯ

КРАТКОЕ СОДЕРЖАНИЕ

В одной из предыдущих работ (1) автор установил метод проектирования вращающегося компенсатора сопротивления. Настоящее сообщение относится к определенным опытным путем характеристикам

работы компенсатора сопротивления, выполненного по проекту, в основу которого легли зависимости, выведенные в работе (1); предназначен для компенсации сопротивления обмотки возбуждения образцового синхронного генератора.

ОБЪЯСНЕНИЕ РИСНКОВ

Рис. 1. — Серийный контур $R\,L$ с серийной машиной с коллектором.

Рис. 2. — Характеристика холостой работы U_{b0} и работы под нагрузкой (при постоянном сопротивлении контура нагрузки).

Рис. 3. — Осциллограмма напряжения возбуждения u_e и тока возбуждения i_e.

Рис. 4. — Схема соединения для снятия осциллограмм при холостой работе и при коротком замыкании.

Рис. 5. — Кривая $T_{d0}(R_l)$.

Рис. 6. — Осциллограммы токов синхронной машины: *a*) при некомпенсированном токе возбуждения; *b*) при компенсированном токе возбуждения.

MACHINE À COLLECTEUR, À EXCITATION EN SÉRIE, FONCTIONNANT EN RÉGIME DE COMPENSATEUR DE RÉSISTANCE.

ESSAIS EXPÉRIMENTAUX

RÉSUMÉ

Dans un travail antérieur [1], l'auteur présentait une méthode pour établir un projet de compensateur de résistance rotatif. Il se réfère à présent aux caractéristiques, déterminées par voie expérimentale, du fonctionnement d'un compensateur de résistance, construit d'après les indications d'un projet élaboré à partir des relations établies par le travail mentionné [1]. La machine est destinée à compenser la résistance de l'enroulement d'excitation d'une génératrice synchrone modèle.

EXPLICATION DES FIGURES

Fig. 1. — Circuit R, L, en série avec l'excitation de la machine à collecteur.

Fig. 2. — Caractéristiques de marche à vide U_{b0} et en charge (la résistance dans le circuit de charge étant maintenue constante).

Fig. 3. — Oscillogramme de la tension d'excitation u_e et du courant d'excitation i_e.

Fig. 4. — Schéma des connexions pour le relevé des oscillogrammes de la marche à vide et de la marche en court-circuit.

Fig. 5. — Courbe $T_{d0}(R_l)$.

Fig. 6. — Oscillogrammes des courants de la machine synchrone : *a*) quand le circuit d'excitation n'est pas compensé ; *b*) quand le circuit d'excitation est compensé.

BIBLIOGRAFIE

1. C. V. BĂLĂ, *Compensatorul de rezistență Considerații teoretice și criterii de proiectare.* Studii și cercetări de energetică, **7**, 3, 463 (1957).
2. В. А. Веников, А. В. Иванов, Смолеский, *К вопросу о моделировании группы синхронных машин и их возбуждения.* Труды Энергетического института, Москва, 1956.
3. М. П. Костенко, *Электрические машины* (*специальная часть*). Госэнергоиздат, Москва, 448 (1949).

ASUPRA METODELOR DE CALCUL UTILIZATE ÎN CADRUL „ATLASULUI RESURSELOR HIDROENERGETICE DIN R.P.R." PENTRU DETERMINAREA POTENȚIALULUI HIDROENERGETIC DE SUPRAFAȚĂ*)

DE

V. CARACUDOVICI și P. STEGĂROIU

Inventarierea sistematică a resurselor hidroenergetice ale unei țări comportă determinarea potențialelor hidroenergetice de diferite categorii ale bazinelor ei hidrografice, începînd cu potențialul cel mai înalt, corespunzător precipitațiilor căzute pe sol, și terminînd cu potențialul tehnic amenajabil cu diferite grade de economicitate [1]. În faza actuală a lucrărilor de inventariere a resurselor hidroenergetice ale țării noastre se analizează potențialele teoretice de diferite grade ale bazinelor ei hidrografice, corespunzînd totalității formelor sub care se prezintă energia apelor, în ipoteza utilizării ei integrale, cu randamente egale cu unitatea, urmînd ca într-o a doua fază să se studieze potențialele tehnic amenajabile cu diferite grade de economicitate, ținînd seama de criteriile de utilizare complexă a apelor.

Dintre potențialele teoretice interesează, în principal, în inventarierea resurselor hidroenergetice : potențialul hidroenergetic din precipitații, reprezentînd energia teoretică maximă dată de cantitatea anuală totală de precipitații căzute pe sol, potențialul hidroenergetic de scurgere, reprezentînd energia teoretică dată de apele care se scurg anual pe versanți, și potențialul hidroenergetic liniar, reprezentat de energia apelor anuale ale cursurilor de apă. Dintre acestea, potențialul de precipitații și cel de scurgere fac parte din clasa potențialului hidroenergetic de suprafață.

Dacă H este altitudinea medie a unui element de suprafață al solului, a cărui proiecție ortogonală pe suprafața de nivel locală, presupusă dreptunghiulară, are aria $dxdy$, și dacă m este precipitația medie (h, mm/an)

---

*) Lucrare prezentată Institutului de energetică la data de 29 mai 1959.

pe elementul de suprafață în cazul potențialului de precipitații și debitul specific mediu (q, l/skm^2) în cazul potențialului de scurgere, potențialul de suprafață are expresia [2]

$$P_S = k \iint m H \, dx \, dy. \tag{1}$$

Cunoașterea potențialului de precipitații, care este valoarea probabilă a limitei superioare a potențialului hidroenergetic în ipoteza utilizării complete a volumului de apă provenit din precipitații și ajuns pe sol, este utilă pentru identificarea zonelor de concentrare a acestui potențial, pentru studiul comparativ al diferitelor zone din acest punct de vedere și pentru evaluarea altor categorii de potențiale, în regiunile lipsite de stațiuni hidrometrice și cu rețea dezvoltată de stațiuni pluviometrice.

Din volumul de precipitații ajuns pe sol, numai o parte se regăsește în scurgerea pe versanți și în cursuri de apă, restul consumîndu-se prin evaporare, vegetație și infiltrare.

Cunoașterea potențialului de scurgere, care reprezintă diferența dintre potențialul de precipitații și cel corespunzător apei din precipitații care s-a evaporat, s-a infiltrat în sol sau a fost folosită de vegetație, și care este egală cu produsul dintre potențialul de precipitații și coeficientul de scurgere, definit prin cîtul dintre cantitatea de apă care se regăsește în scurgerea superficială și cantitatea totală de precipitații, este necesară pentru identificarea zonelor în care se justifică scheme de amenajare cu captări secundare și canale colectoare de coastă, cum și pentru determinarea potențialului consumat prin eroziune, care condiționează debitul solid și degradarea solului. El reprezintă potențialul teoretic în ipoteza utilizării integrale a apei scurse pe suprafață.

Pe baza experienței cîștigate în cadrul lucrărilor de inventariere a resurselor hidroenergetice ale țării, efectuate la Institutul de energetică al Academiei R.P.R., nota noastră prezintă un studiu critic al metodelor de determinare a potențialelor de suprafață, pe care literatura de specialitate le recomandă în funcție de datele disponibile.

Dintre metodele aproximative face parte metoda grafo-analitică, în care se utilizează curba hipsografică [3], redînd variația ariei proiecțiilor pe orizontală ale suprafețelor bazinului (S) în funcție de cota lor (H), cum și corelația dintre precipitația medie (h) sau debitul specific mediu (q) și altitudine.

Unui element de suprafață cu aria ΔS_i, cuprins între cotele H_i și H_{i+1}, îi corespunde o valoare medie a precipitației sau a debitului dedusă din relațiile $h = f(H)$ sau $q = f(H)$. Deci, potențialul de suprafață corespunzător elementului ΔS_i va fi dat de relația

$$\Delta E_S = km \, \Delta S_i H_m, \tag{2}$$

unde H_m este altitudinea medie a elementului de suprafață cu aria ΔS_i. Însumînd aceste valori, de la cota maximă pînă la cea minimă, se obține curba integrală a energiei anuale.

Metoda dă valori globale orientative şi poate fi utilizată numai pentru calcule aproximative. Dificultatea esenţială în aplicarea ei constă în trasarea corelaţiilor $h = f(H)$ şi $q = f(H)$, pentru care este nevoie de un număr relativ mare de puncte cu măsurători directe.

Metodele mai precise se bazează pe utilizarea hărţilor cu izolinii de precipitaţii medii anuale (izohiete) şi izolinii de debite specifice medii (izomodule). Din relaţia (1), notînd elementul de arie cu dS, se obţine pentru potenţialul de suprafaţă relaţia

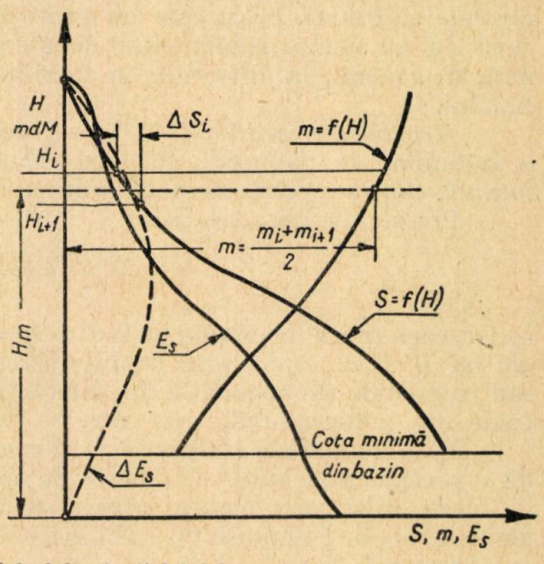
$$E_S = k \int_0^S m\, H\, dS, \quad (3)$$

unde integrarea se face pe elemente de suprafaţă dS, la H şi m constanţi. Dacă se consideră altitudinea ca element variabil, integrarea se poate face pe elemente de înălţime, după relaţia

$$E_S = k \int_{H_0}^{H} m\, S\, dH, \quad (4)$$

energia specifică e_s fiind dată în acest fel de relaţia

$$e_s = k \int_{H_0}^{H} m\, dH, \quad (5)$$



Calculul potenţialului de suprafaţă prin metoda grafo-analitică.

unde S este considerat egal cu unitatea.

Pentru calcule practice, se poate folosi fie metoda integrării pe elemente de suprafaţă, fie metoda intersecţiilor.

În cadrul metodei integrării pe elemente de suprafaţă se pot lua ca elemente de suprafaţă carouri alese convenţional, sau bazine hidrografice mici (microbazine), cu sens fizic bine definit.

Metoda integrării pe elemente de suprafaţă constă în determinarea altitudinilor medii pe fiecare element de suprafaţă (H_{mi}), a precipitaţiei medii, respectiv a debitului mediu (m_i), şi a suprafeţei elementului, potenţialul de suprafaţă total fiind dat de suma

$$E_S = k \sum_{i=1}^{n} m_i\, S_i\, H_{mi}.$$

Pe baza valorilor potenţialului pe elementele de suprafaţă considerate, se pot trasa, prin interpolare, izoliniile potenţialului specific, considerînd valorile respective ataşate centrului de greutate al elementului de suprafaţă. Aceasta face ca, în special pentru zone de mare altitudine, să fie necesar un număr mare de puncte şi deci suprafeţe foarte mici (sub 10 cm^2 la hărţi 1 :100 000) şi reclamă astfel un volum de lucru foarte mare.

Metoda carourilor simplifică într-o anumită măsură calculele, evitînd planimetrarea suprafețelor și dificultățile stabilirii centrului de greutate al elementului de suprafață.

Metoda microbazinelor introduce dificultăți în stabilirea centrului de greutate și cere calculul fiecărei arii. Avînd însă calculat potențialul pe fiecare microbazin, se poate determina cu ușurință potențialul bazinelor parțiale mai mari, lucru care nu poate fi realizat prin metoda carourilor decît cu un volum suplimentar de muncă. Metoda microbazinelor duce însă, în general, la dificultăți în stabilirea repartiției teritoriale a potențialului.

Metoda intersecțiilor [4], [5] se bazează pe trasarea punct cu punct a izoliniilor de potențial, folosind relația energiei specifice dedusă din formula (5), ea reprezintă cazul limită al calculului pe elemente de suprafață.

Practic, pe baza relației

$$e_s = k\,m\,H \tag{6}$$

se trasează grafic o familie de curbe e_s = constant pentru diferite valori ale lui H și m. Apoi, prin suprapunerea hărților cu izohipse și izohiete sau izomodule (în repartiția lor diferențială), se determină valorile punctuale ale potențialului, prin care se trasează apoi izohietele acestuia.

Față de metoda integrării pe elemente de suprafață, această metodă dă o precizie mai bună și conduce la reducerea substanțială a volumului de lucru, înlăturînd munca laborioasă a determinării altitudinilor medii ale elementelor de suprafață, stabilirea centrelor de greutate ale suprafețelor parțiale etc.

În studiile efectuate în cursul lucrărilor de inventariere a resurselor hidroenergetice ale Republicii Populare Romîne, s-au analizat practic metodele expuse mai sus. Calculele practice și trasarea izoliniilor potențialelor de suprafață s-a făcut pe baza hărților bazinelor hidrografice la scara 1 :100 000. Folosindu-se calculul cu elemente de suprafață ΔS, s-a experimentat atît metoda carourilor, cît și metoda microbazinelor. Aria ΔS a elementelor a fost luată în funcție de altitudine, în zonele de munte aceste suprafețe ajungînd la 9 km^2 iar în zona de cîmpie depășind 200 km^2. Punctele rezultate, în cazul folosirii unor suprafețe mici, au fost suficiente pentru trasarea izoliniilor cu o precizie mulțumitoare, însă numărul mare al elementelor de suprafață a cerut un volum de muncă nejustificat de mare. În afară de aceasta, metoda microbazinelor a dus la greutăți în filarea curbelor, izoliniile potențialului astfel trasate neputînd reflecta just realitatea.

Ținînd seama de această deficiență, s-a căutat ca, pentru studiul celorlalte bazine hidrografice, să se utilizeze o metodă mai expeditivă, care, în trasarea izoliniilor potențialului de suprafață, să nu ducă la erori mai mari decît acelea date de metoda carourilor sau a microbazinelor (cu elemente $\Delta S \approx 9$ km^2), evitîndu-se în același timp calculul altitudinilor medii ale elementelor de suprafață.

Experiența a arătat că se realizează integral condițiile cerute dacă se folosește metoda intersecțiilor. Prin aceasta, trasarea izoliniilor devine

simplă, rapidă şi precisă, eroarea probabilă în trasare fiind sub ± 3 — 5%, diferenţele faţă de metoda carourilor nedepăşind ± 2—3%. Pe lîngă reţeaua punctelor de intersecţie, relaţia (6) furnizează elementele noi, care permit trasarea izoliniilor cu o precizie superioară (la metoda microbazinelor, eroarea probabilă în trasarea izoliiniilor depăşind ± 20% în unele zone).

Rapiditatea şi precizia calculelor prin procedeul intersecţiilor au făcut ca această metodă să fie adoptată de colectivele de lucru pentru bazinele hidrografice Olt, Argeş şi Ialomiţa, în cursul anului 1958, urmînd ca inventarierea potenţialului de suprafaţă la celelalte bazine care se vor studia în cadrul Institutului de energetică să se facă de asemenea prin aceleaşi metode. Folosirea acestei metode reduce cu aproximativ 20% volumul de lucru cerut de inventarierea unui bazin hidrografic, ceea ce, pe lîngă economia realizată, duce şi la o stabilire mai judicioasă a repartiţiei teritoriale a potenţialului de suprafaţă.

BIBLIOGRAFIE

1. D. Pavel, *Potenţialul hidroenergetic.* Energetica, 7 (iulie), 350 (1957).
2. Академия Наук СССР, *Водохозяйственный кадастр СССР.* Методика составлена Госэнергоиздат, Москва, 1956.
3. M. Podani, *Metodologia întocmirii cadastrului hidroenergetic pe teritoriul R.P.R.*, Studii şi cercetări de energetică, **VI**, *1—2*, 8 (1956).
4. * * * Comission économmique pour l'Europe. Comité de l'énergie électrique. Groupe d'experts pour l'étude des ressources hydro-électriques de l'Europe. *Analyse du potenţiel hydroélectrique brut et du potentiel net.* EP/Doc. de travail no. 52/Anexa II, 28.IX.1956, 9 p.
5. V. Jevdevic, *Metode izučavanja vodnih snaga.* Beograd, 1956, 36—44.

G. M. KRJIJANOVSKI
(1872—1959)

G. M. Krjijanovski — personalitate bine cunoscută energeticienilor din țara noastră, în special prin importanta sa contribuție la elaborarea planului GOELRO, planul de electrificare a întregii Rusii, primul plan de dezvoltare economică pentru o perioadă mai lungă a Uniunii Sovietice — s-a născut în anul 1872 la Samara (actualmente orașul Kuibîșev). În anul 1894, a terminat studiile la Institutul tehnologic din Petersburg. Fiind încă student, la vîrsta de 19 ani, G. M. Krjijanovski a intrat în organizația social-democrată și a început să desfășoare o activitate revoluționară în cercurile muncitorești ilegale. În această perioadă, el a făcut parte din „Uniunea de luptă pentru eliberarea clasei muncitoare", fondată de V. I. Lenin la Petersburg. În decembrie 1895, el a fost arestat împreună cu Lenin și cu întregul grup central care organizase această asociație iar în primăvara anului 1897 a fost exilat pentru 3 ani în Siberia răsăriteană. Acolo s-a întărit și mai mult prietenia dintre Krjijanovski și Lenin.

Apoi, la propunerea lui Lenin, Krjijanovski s-a mutat cu domiciliul la Samara, unde a lucrat ca reporter al ziarului „Iskra". Cînd la mijlocul anului 1900, Lenin a fost nevoit să plece în străinătate, Krjijanovski l-a urmat după scurt timp, întîlnindu-se cu el la München. Întors în țară, Krjijanovski s-a ocupat activ de organizarea celui de-al II-lea Congres al Partidului social-democrat din Rusia, fiind ales în toamna anului 1902 în comitetul de organizare al acestui congres, după ce fusese ales în absența lui din țară ca membru al Comitetului Central al P.M.S.D.R. Datorită atitudinii împăciuitoriste a comitetului, Krjijanovski l-a părăsit, în semn de protest, în vara anului 1904.

Krjijanovski a fost un participant activ la revoluția din 1905—1907, fiind în fruntea comitetului greviștilor feroviari de la Kiev.

După înfrîngerea revoluției din 1905, inginerul G. M. Krjijanovski nu poate găsi o ocupație corespunzătoare pregătirii sale și se angajează ca instalator la o societate pentru luminatul electric ; în această perioadă, el continuă activitatea revoluționară conspirativă, menținînd în permanență legătura cu muncitorii, cu Lenin și cu ceilalți membri de frunte ai partidului.

Acordînd o mare atenție luptei revoluționare, Krjijanovski se ocupă activ în această perioadă și de munca științifică. În 1915, el propune la consfătuirea

biroului uniunii organizațiilor tehnice construirea de centrale termoelectrice în punctele unde se găsesc combustibili ; prima lucrare științifică a lui Krjijanovski este consacrată acestei probleme. Dar aceste idei nu au putut fi realizate sub regimul țarist.

După izbînda Marii Revoluții Socialiste din Octombrie, Krjijanovski a lucrat la refacerea și dezvoltarea gospodăriei energetice a orașului Moscova.

Proiectele lui cu privire la construirea centralelor termoelectrice la locurile de extracție a combustibilului și-au găsit aplicare la elaborarea primului plan de electrificare a Uniunii Sovietice inițiat de Lenin. Din însărcinarea lui Lenin, Krjijanovski a condus în 1920 Comisia pentru elaborarea planului de electrificare a Rusiei (Planul GOELRO). Sub conducerea lui, peste 200 oameni de știință și ingineri din toate ramurile au lucrat la acest plan. Este bine cunoscut schimbul de scrisori dintre Lenin și Krjijanovski din 1919—1920 cu privire la Planul GOELRO. La Congresul al VII-lea al Sovietului R.S.F.S.R., Krjijanovski a prezentat un referat asupra planului de electrificare.

După congres, Krjijanovski a fost numit președintele Comitetului de Stat al Planificării, pe care l-a condus în perioada 1921—1930, luînd astfel parte activă la întocmirea primului plan cincinal de dezvoltare a economiei naționale a Uniunii Sovietice. În intervalul 1930—1932, a condus Direcția generală energetică a Comisariatului Poporului pentru industria combustibilului, iar în perioada 1932—1936, a fost președintele Comitetului pentru Învățămîntul Superior din U.R.S.S.

În perioada 1924—1939, Krjijanovski a fost Membru al Comitetului Central al P.C.U.S. și a fost ales în numeroase rînduri deputat în Sovietul Suprem al U.R.S.S.

În 1929, Krjijanovski a fost ales membru titular al Academiei de științe a U.R.S.S., iar în perioada 1929—1939 a fost vicepreședinte al acestei Academii. În anul 1930, din inițiativa sa, a fost înființat Institutul de energetică al Academiei de științe a U.R.S.S., care îi poartă numele și al cărui conducător a fost pînă la sfîrșitul vieții sale.

În lucrările sale științifice, Krjijanovski a abordat probleme ale bilanțului energetic și ale dezvoltării sistemelor energetice, bazele energeticii și ale electrificării economiei naționale, probleme ale resurselor energetice și ale utilizării lor complexe etc. Prima lucrare a lui G. M. Krjijanovski consacrată centralelor electrice regionale pe bază de combustibili locali a fost publicată încă în 1915. În perioada elaborării planului GOELRO, Krjijanovski a publicat o serie de lucrări : „Sarcinile de bază ale electrificării Rusiei" (1920), „Introducere la planul de electrificare" (1921) ; în acestea, el a formulat ideea de bază a sistemelor energetice regionale și interdependența lor cu resursele energetice și cu bilanțul energetic al regiunii respective. G. M. Krjijanovski a luat parte la rezolvarea practică a problemelor de bază ale planificării, proiectării și construcției principalelor sisteme energetice și centralelor hidro- și termoelectrice.

În domeniul energeticii industriale, Krjijanovski a studiat rolul electrificării mașinilor-unelte, precum și importanța tehnologiei electrice pentru dezvoltarea tehnicii. El a dat o fundamentare teoretică ideii electrificării căilor ferate magistrale încă de pe timpul cînd a lucrat la elaborarea planului GOELRO.

G. M. Krjijanovski a adus un aport remarcabil în elaborarea problemelor utilizării complexe a resurselor de combustibili pe bază energo-chimică. Lui îi

aparţine meritul formulării moderne, ştiinţifice, a problemei raionării energetice. Principalele tendinţe promovate în lucrările lui Krjijanovski au fost dezvoltate şi lărgite în Institutul de energetică al Academiei de Ştiinţe a U.R.S.S., precum şi în alte institute din U.R.S.S.

Lucrările ştiinţifice ale lui Krjijanovski din perioada 1920—1936 au fost strînse şi republicate în 1933—1936 în 3 volume, sub îngrijirea Institutului de energetică al Academiei de Ştiinţe a U.R.S.S. (Editura energetică de Stat, Moscova-Leningrad).

G. M. Krjijanovski a fost decorat de două ori cu ordinul Lenin şi de două ori cu ordinul Steagul Roşu al Muncii iar titlul de Erou al Muncii Socialiste i s-a decernat în ianuarie 1957, cînd a împlinit vîrsta de 85 ani şi cînd i s-a înmînat şi medalia de aur „Secera şi Ciocanul".

Activitatea ştiinţifică şi socială a lui G. M. Krjijanovski, devotat cauzei comunismului, progresului, ştiinţei şi tehnicii, adept înflăcărat al ideilor lui Lenin cu privire la electrificarea Rusiei şi la dezvoltarea economică a Uniunii Sovietice, idei pe care el şi întreaga şcoală a energeticienilor sovietici le-a fructificat şi aplicat apoi cu deplin succes şi după moartea lui Lenin, au servit şi vor continua încă multă vreme să servească ca o pildă şi un imbold pentru generaţiile actuale şi viitoare de energeticieni din toate ţările care construiesc socialismul şi comunismul.

Energeticienii din ţara noastră, folosind din plin ştiinţa şi învăţătura leninistă cu privire la energetică, au găsit numeroase învăţăminte pentru lucrările lor în opera ştiinţifică a lui G. M. Krjijanovski şi în toată activitatea sa închinată binelui poporului din care s-a ridicat.

COMITETUL DE REDACŢIE

M. BĂNĂRESCU. **Motoare cu ardere internă.** Ed. tehnică, Bucureşti, vol. I, 1957, 586 pag., 528 fig., 75 tabele; vol. II, 1959, 520 pag., 460 fig., 70 tabele.

În ultimul timp literatura de specialitate s-a îmbogăţit cu lucrarea profesorului M. Bănărăscu care tratează în ansamblu problema teoriei, calculului şi construcţiei motoarelor cu piston cu ardere internă, înglobînd atît motoarele stabile şi de transport feroviar cît şi motoarele de autovehicol şi de tractor. Lucrarea cuprinde două volume : volumul I în care se studiază teoria motoarelor cu ardere internă şi volumul II în care se tratează calculul şi construcţia principalelor organe ale acestora.

Deşi mult dezvoltată, lucrarea se axează pe programa analitică a cursului de motoare termice şi este aprobată de Ministerul învăţămîntului şi culturii pentru uzul institutelor tehnice superioare.

Volumul I are două părţi care epuizează problemele termo-aerodinamice ale motoarelor :

Partea întîi „Studiul termodinamic al motoarelor cu ardere internă" prezintă în introducere un istoric al motoarelor cu ardere internă, fixînd în timp apariţia acestora şi arătînd cauzele care au determinat o evoluţie mai lentă decît la motoarele cu ardere externă. Tot aici se studiază, specificîndu-se particularităţile funcţionale, tipurile de motoare cunoscute : motoare în patru şi în doi timpi, motoare cu aprindere prin scînteie, motoare cu cap incandescent, motoare cu aprindere prin compresie. Se studiază în continuare ciclurile motoarelor la care evoluţiile se execută după transformări termodinamice simple, numite de autor motoare perfecte. Se analizează mai întîi lucrul mecanic maxim produs în motoarele cu ardere internă, se cercetează apoi ciclurile ideale ale motoarelor, folosindu-se atît gaze perfecte (cu călduri specifice constante sau variabile cu temperatura) cît şi gaze reale (sau aproximări ale gazelor reale). Se studiază variaţia randamentului termodinamic în funcţie de diferiţii parametrii ; studiul se face atît analitic cît şi grafic, metoda diagramelor termodinamice fiind amplu prezentată. Se cercetează studiul termodinamic al comportării motoarelor reale. După ce se prezintă diagrama indicată şi mărimile indicate, autorul stabileşte modul de construcţie a diagramei indicate, pornind de la cunoaşterea unor parametri de lucru ai motorului. Se arată necesitatea de a analiza diagrama indicată a motoarelor construite, pentru a obţine datele necesare proiectării motoarelor. Se dau o serie de elemente importante şi în general puţin întîlnite în literatură asupra modului în care se conduce analiza diagramei indicate a motorului, în special în regiunea de ardere, şi se arată cum se stabileşte legea de ardere la diferite tipuri de motoare. În continuare se cercetează mărimile efective, pierderile mecanice şi bilanţul termic al motorului. Autorul avînd în vedere motoare mari (marine, feroviare, staţionare), indică importanţa bilanţului termic pentru a stabili originea pierderilor ce au loc şi posibilitatea ameliorării funcţionării şi randamentului

motoarelor. Se cercetează combustibilii folosiți în motoare (inclusiv combustibilii gazoși), ecuația lor de ardere, studiul randamentului arderii și determinarea coeficientului excesului de aer prin intermediul analizei gazelor arse, precum și constantele fizice care caracterizează combustibilii din punctul de vedere al arderii.

Partea a doua, „Producerea, aprinderea și arderea amestecurilor de combustibil și aer în motoare. Reglarea motoarelor", începe printr-un capitol tratînd formarea amestecului combustibil în motoarele cu aprindere prin scînteie, atît în cazul celor cu carburator cît și al celor alimentate cu gaze printr-un amestecător de gaze; problemele se cercetează mai întîi teoretic, apoi se stabilește modul de calcul al acestor organe și se descriu tipuri moderne de carburatoare la motoarele de autovehicul. Se cercetează reglarea motoarelor cu gaz. O dezvoltare deosebită o au problemele privitoare la aprindere și ardere. Se studiază problema formării amestecului și arderii în motoarele cu cap incandescent, în motoarele cu aprindere prin compresie și insuflare de aer și în motoarele cu aprindere prin compresie și injecție mecanică. Se tratează detaliat problema injecției, pompele de combustibil și camerele de ardere. Problema injecției este tratată studiindu-se vibrațiile în conductă. Se studiază problema motoarelor cu aprindere prin compresie și combustibil gazos; de asemenea se studiază motoarele ce funcționează cu praf de cărbune. Se cercetează problema motoarelor cu aprindere prin scînteie și injecție de benzină. Aici se prezintă datele din literatură asupra injecției stratificate, metode ce se utilizează pentru arderea eficientă a tipurilor variate de combustibil lichid.

În continuare se studiază problema evacuării gazelor arse și încărcarea cilindrului cu amestec proaspăt, în special la motoarele în doi timpi, prezentîndu-se metode de calcul. Se dau elemente asupra problemei vibrațiilor masei de gaz în conducta de evacuare și de aspirație. De asemenea, se cercetează principiile pentru utilizarea energiei gazelor arse din motor, în special pentru motoarele mari; capitolul se încheie cu studiul supraalimentării motoarelor, prezentîndu-se în special aspectele legate de supraalimentarea motoarelor cu aprindere prin compresie.

Volumul II cuprinde partea a treia intitulată „Construcția motoarelor cu ardere internă".

Se prezintă mai întîi elementele generale de proiectare: alegerea turației, a numărului de cilindri și dispoziția lor, calculul dimensiunilor principale, unele indicații asupra proiectării și calculului organelor motorului. Calculul dimensiunilor principale ale motorului se face punînd la bază valoarea presiunii medii efective. Se dau indicații privitoare la aplicarea legilor similitudinii, la proiectarea unui nou tip de motor cînd se cunosc alte tipuri de motoare. Pe baza legilor similitudinii se scoate în relief cum se reflectă modificarea unor parametri constructivi în funcționarea motorului.

Se trece apoi la studiul organelor motoarelor cu ardere internă; pentru fiecare organ se arată calculul, construcția și materialele folosite. Se prezintă arborele cotit, cuzineții de lagăr, biela motorului, capul de cruce și glisiera, pistonul, axul de oscilație al pistonului și segmenții, chiulasa, cilindrul și batiul motorului. Trebuie menționată atenția dată formelor constructive ale arborelui cotit și ale pistonului, grija avută pentru un calcul cît mai exact al axului de oscilație al pistonului, datele variate pentru materialele pentru cuzineți etc. Capitolul se încheie cu calculul și construcția distribuției, unde se tratează probleme moderne, cum ar fi vibrațiile resoartelor sau distribuția cu sertare.

În continuare se cercetează cinematica și dinamica mecanismului motor; problemele de echilibraj sînt studiate cuprinzător și sistematic. Problema volantului, importantă pentru motoarele staționare, este studiată cu deosebită atenție.

Un capitol special tratează problema oscilațiilor arborilor cotiți. Se cercetează oscilațiile de răsucire și mijloacele pentru combaterea lor, prin intermediul amortizoarelor de oscilație.

Într-un ultim capitol se studiază pornirea și inversarea sensului de mers al motoarelor, precum și problemele ridicate de regulatoarele centrifugale; răcirea, ungerea și calculul funda-

ţiilor sînt tratate pe scurt. În acelaşi capitol se dau elemente asupra încercării motoarelor cu ardere internă, studiindu-se curbele caracteristice care trebuie ridicate experimental; nu se prezintă aparatura şi metodele de măsură.

Din parcurgerea lucrării apar cîteva aspecte generale: autorul are o concepţie personală asupra modului de înlănţuire şi de prezentare a problemelor motoarelor termice; el renunţă la schematizări, oferind un tablou complex şi complet al proceselor din motoarele termice şi al modului de lucru al diverselor organe; legătura dintre elementele teoretice şi practice este multilaterală, fie prin nenumăratele ilustraţii ale textului, judicios alese, fie prin probleme rezolvate care explică multe din aspectele mai dificile, fie prin indicaţiile practice pe care lucrarea le cuprinde în context: deşi bazată pe o bibliografie vastă (reflectată numai parţial în lista de tratate de la sfîrşitul primului volum) lucrarea este perfect închegată şi unitară.

Astfel văzută în ansamblul său, lucrarea este o operă completă, care prezintă experienţa îndelungată, atît didactică cît şi tehnică, a profesorului Bănărăscu în direcţia studiului motoarelor termice. Lucrarea trebuie să fie recomandată pentru studiu atît specialiştilor din producţie cît şi celor care se ocupă cu cercetarea ştiinţifică a problemelor ridicate de motoarele termice.

O menţiune deosebită se aduce Editurii tehnice pentru prezentarea grafică a lucrării.

Călin Adrian Vasilescu

H. JÄCKEL, **Mathematische Behandlung gesteuerter Abkühl — und Anwärmevorgänge** (*Tratarea matematică a unor procese de răcire şi încălzire forţate*). Ingenieur Archiv, **26**, *2*, 146 (1953).

Plecînd de la unele consideraţii ale lui Duhamel asupra teoriei analitice a căldurii, autorul dezvoltă o metodă de rezolvare nouă, indicată de A. K n e s c h k e*), a problemei conducţiei căldurii în corpuri solide a căror suprafaţă este în contact cu medii cu temperaturi variabile în întindere şi timp.

Utilizînd „funcţia de influenţă" (Einflussfunktion) a lui K n e s c h k e, autorul arată că ea rezolvă probleme de o şi mai mare generalitate. Astfel, calculul temperaturii în interiorul unui corp omogen şi izotrop cu o repartizare spaţială iniţială dată şi pe ale cărui suprafeţe sînt valabile condiţii de speţa a treia, variabile în timp (condiţii neomogene), *fără* (ecuaţie omogenă) şi *cu* surse de căldură interioare (ecuaţie neomogenă), reprezintă o problemă dificilă, cu atît mai mult cu cît repartizarea iniţială nu satisface de obicei condiţiile pe frontiere. Metoda nouă prevede următoarele faze: pentru rezolvarea ecuaţiei omogene (cea neomogenă se poate reduce la una omogenă printr-o transformare simplă), desfacerea soluţiei în două componente, una cu repartizarea iniţială dată şi condiţii omogene pe frontieră şi alta cu temperatură iniţială zero şi condiţii neomogene pe suprafaţă.

Soluţia problemei complet omogene se exprimă cu ajutorul valorilor şi funcţiilor proprii după metode cunoscute. Componenta cealaltă se descompune în elemente, fiecare reprezentînd influenţa unei singure porţiuni de suprafaţă, cu o anumită condiţie de frontieră, asupra temperaturii din interiorul corpului. Acestea sînt „funcţiile de influenţă" dependente de coordonatele

*) A. KNESCHKE, *Über gesteuerte Abkühl-und Anwärmvorgänge bei festen Körpen*. Ingenieur Arch., **24**, *2*, 77 (1956).

spaţiale, de un moment de timp anterior şi de diferenţă de la acest moment la timpul curent. Componenta a doua este suma dintre valoarea iniţială a funcţiei de influenţă şi integrala tuturor variaţiilor de temperatură provocate de condiţiile de frontieră, din care se scade temperatura care devine eficientă în momentul anterior ales (deoarece ea este deja inclusă în al doilea sumand). Introducînd aceste soluţii în ecuaţia diferenţială şi în condiţiile pe frontiere, rezultă că funcţiile de influenţă se pot obţine ca soluţii ale unei probleme la limită staţionare şi ale unei probleme complet omogene, ambele dependente de un parametru (momentul anterior ales). Funcţia de influenţă se dovedeşte a fi o dezvoltare după funcţii proprii ale ultimei probleme omogene. Astfel problema la limită neomogenă iniţială se desface în următoarele probleme mai simple : problema la limită *omogenă* corespunzătoare, un număr de probleme la limită *staţionare* şi acelaşi număr de probleme *complet omogene* auxiliare şi, în sfîrşit, *cîteva integrări*. Numărul respectiv este cel al porţiunilor din suprafaţa corpului care au condiţii de frontieră diferite.

Se dau două exemple practice : *a*) *Repartizarea temperaturii într-un cilindru de lungime finită*, avînd pe manta o temperatură variabilă în timp, una din feţele circulare izolată şi cealaltă cu o temperatură funcţie dată de rază şi de timp. Rezultatul se deduce prin scindarea problemei, soluţia celei omogene punîndu-se sub forma de produs simultan după Bernoulli, funcţiile proprii fiind combinaţii de funcţii Bessel. După soluţionarea problemelor staţionare se calculează funcţiile de influenţă iar rezultatul final se compune conform metodei expuse mai sus.

b) *Repartizarea temperaturii într-un cub de beton* în cursul procesului chimic exoterm de priză. Făcînd ipoteza lui K. Hirschfeld*) de creşterea exponenţială a căldurii produse în timpul prizei şi presupunînd răcirea prin convecţie (condiţii de speţa a treia) pe toate feţele cubului, se găseşte imediat o integrală particulară a problemei neomogene, soluţia problemei semiomogene deducîndu-se după metoda de mai sus. Funcţiile proprii sînt bineînţeles trigonometrice. Limitarea la problema monodimensională ca la Hirschfeld este astfel de prisos, putîndu-se trata probleme chiar cu condiţii la limită diferite pe diferitele feţe ale cubului. Considerarea unor paralelipipede nu întîmpină nici o dificultate.

Etapele sînt multe, formulele lungi, cu mulţi termeni şi totuşi *metoda rămîne clară*, din cauza evidenţei semnificaţiei fizice a operaţiilor.

Această frumoasă cercetare, care a fost în principiu expusă de autor la şedinţa Soc. Rom. de Matematici din 4.VI.1959, este încă un exemplu viu de aportul preţios pe care matematicenii îl pot aduce la soluţionarea unor probleme fizice şi tehnice importante. Problema difuziunii în corpuri limitate are aplicaţii multiple, de exemplu la dimensionarea reactoarelor atomice, la studiul încălzirii contactelor electrice**), la sudarea pieselor groase cap la cap, la urmărirea răcirii***) şi tensiunilor interne în baraje mari****) etc*****).

---

*) K. Hirschfeld, *Die Temperaturverteilung im Beton*. Springer, Berlin-Götingen-Heidelberg, 1948.

) A. Avramescu, *Contribuţii la calculul încălzirii tranzitorii a contactelor electrice punctiforme*. Bul. ştiinţ. Acad. R.P.R., secţ. 3, **6, *1—4*, 101 (1954).

***) A. Avramescu, *Contribuţii la calculul răcirii blocurilor de beton*. Bul. ştiinţ. Acad. R.P.R., secţ. 1, **6**, *2*, 407 (1954).

****) A. Avramescu, *Noi contribuţii la problema calculului temperaturii în blocuri de beton*. Studii şi cercetări de fizică, **7**, *2*, 259 (1956).

*****) H. Jäckel, *Eine Methode zur Berechnung quasistationärer Temperaturzustände bei gesteuerten Wörmeleitvorgängen in festen Körpern*. Z. angew. Math. Physik., **10**, *2*, 133 (1959).

Unele din aceste probleme au fost atacate și de cercetătorii noștri ingineri (cu sau fără ajutorul matematicienilor), care au reușit să deducă soluții parțiale sau aproximative ale problemelor complexe, atingînd o concordanță mai mult sau mai puțin bună cu experiența. Metoda Kneschke-Jäckel, cum s-ar putea denumi cea expusă mai sus, este însă un instrument mai eficace pentru soluționarea exactă a problemelor de acest fel, randamentul ei practic putînd fi mărit considerabil azi prin calculul valorilor numerice cu ajutorul mașinilor numerice și analoage, de care dispunem azi în țară. Recomandăm călduros studiul și aplicarea acestei metode pasibile de dezvoltări de către specialiștii noștrii.

Aurel Avramescu

Pentru a vă asigura o colecție completă și primirea la timp a revistei, reînnoiți abonamentul Dvs. pentru 1960.

ABONAMENTELE SE FAC LA OFICIILE POȘTALE, AGENȚIILE POȘTALE, PRIN FACTORII POȘTALI ȘI DIFUZORII VOLUNTARI DIN ÎNTREPRINDERI ȘI INSTITUȚII

MŰSZAKI-KÖNYVTÁR 1983

I. P. 2, c. 3783